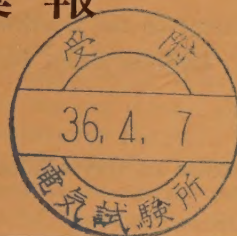


日 本 大 学
工 学 研 究 所 彙 報

第 22 号



目 次

頁

酸化エチレン縮合体に関する研究 (第 10 報)

ヒドロオキシエチルポリビニールアルコール (H.E.P.V.A.) [2]

池 村 紘 1

酸化セルロースに関する研究 (第 2 報)

過酸化窒素酸化による酸化セルロース (2)

宮 森 宏 7

多角形曲線橋設計理論 (1)

—単純桁で 2 主桁の場合—

遠 藤 篤 康 14

小形ガソリン機関用可変ベンチュリ形気化器の

針弁形状について

倉 島 司 郎 23

昭和 36 年 1 月

U. of ILL. LIBRARY
AUG 7 1972
CHICAGO CIRCLE

JOURNAL OF THE RESEARCH INSTITUTE OF TECHNOLOGY,
NIHON UNIVERSITY

No. 22 January, 1961

CONTENTS

	Page
Studies on the Condensation Products of Ethylene Oxide (10) Hydrooxyethyl Polyvinyl Alcohol (2)By <i>Tadashi IKEMURA</i> ..	1
Studies on Oxycellulose (2).....By <i>Hiroshi MIYAMORI</i> ..	7
Theory in Design of Polygonally Curved Bridge (1) —2-Main Girders Supported Simply—By <i>Tokuyasu ENDO</i> ..	14
Studies on the Needle Valve Form in a Variable Venturi Carburetor of a Small Gasoline Engine (1) ..By <i>Siro KURASHIMA</i> ..	23



These publications are issued at irregular intervals. The authors alone are responsible for the contents of these reports.

酸化エチレン縮合体に関する研究 (第10報)

ヒドロキシエチルポリビニールアルコール

(H. E. P. V. A.) [2]

(1960 年 2 月 12 日提出)

池 村 糺*

Studies on the Condensation Products of Ethylene Oxide (10)

Hydrooxyethyl Polyvinyl Alcohol (2)

By Tadashi IKEMURA

The author selected three kinds of oxyethylation reactions of P.V.A., namely, reaction in liquid phase under ordinary pressure, reaction at low temperature, and reaction under high pressure, and investigated principally the reaction at low temperature, reaction in inert gas, and the influence of the samples of different degree of formalization on oxyethylation reaction. The author examined the influence of a catalyzer, of reaction time, and of mol number of ethylene oxide; determined the quantity of combined oxide in the reaction product by the Morgan method; and measured the surface tension and melting point. The results may be generalized as follows:

(1) As to the influence of mol number of ethylene oxide and reaction time in the reaction at low temperature, the reaction proceeds rapidly in a short time as the mol number of ethylene oxide increases, but falls off in a long time, and the rate of reaction decreases. Under this condition, 3 mols of ethylene oxide and 18% concentration of KOH used as a catalyzer may be considered as the optimum quantity.

(2) The author adopted acetone as a solvent in the liquid phase reaction and found high rate of reaction when he used caustic alkali (KOH) as the catalyzer. The rate of reaction in an inert gas, CO_2 , is only half that of the reaction in air.

(3) In the reaction under high pressure the rate of reaction is maximum at 80°C , and a high quantity of combined oxide may be obtained in a short time.

(4) As to the influences of the samples of different degrees of formalization, the author obtained the following results: the higher the degree of formalization, the lower the degree of oxyethylation and, inversely, the lower the formalization, the higher the oxyethylation. That is, the more the OH radical remains uncombined, the faster the oxyethylation reaction proceeds.

(5) The surface tension of oxyethylation product decreases as the quantity of combined oxide increases, and the concentration becomes higher. The melting point is lowered as the combined as the combined quantity increases.

1. 緒 言

本誌第 16 号にポリビニールアルコール (P.V.A.) のオキシエチル化反応につき気相, 加圧の両方法につき報告したが, 今回は冷却下における反応を主体として, また不活性気流中の反応, P.V.A. をホルマル化しホルマル化度の異なる 3 種の試料に対するオキシエチル化反応の影響を検討した。

反応条件として反応時間, 酸化エチレン (E.O.) のモル数, 触媒の影響などの因子を調べ, 反応生成物のオキシド結合量を Morgan 氏法で測定し, 表面張力, 溶融点曲線を測定した結果につき報告する。

2. 実験法

- 1) E.O., P.V.A., 触媒, 溶剤.
- a) E.O.: 日本曹達 K.K. の御好意により提供を受

* 理工学部工業化学教室

けたポンペ入りの E.O. を氷冷液化して使用.

b) P.V.A.: 日本合成 K. K. 重合度 1700, 鹼化度 9.85 mol%以上, 揮発分 10%以下, 灰分 1.0%以下, pH 6~8 製品を使用.

c) 触媒: KOH, NaOH, H₂SO₄, HCl 市販
特級試薬

d) 溶剤: メタノール, アセトン, 精製品

2) 冷却法によるエーテル化

本誌 13 号エーテル化装置による

3) 常圧液相, 加压によるエーテル化

本誌 16 号エーテル化装置による

精製法: 触媒としてアルカリ使用時は酢酸: メタノール (1:3) で指示薬として P.P. を使用, 中和する. 触媒として酸使用時はアルカリ性メタノール液と同様 P. P. にて中性を調べ, のちメタノールで数回洗滌, さらにエーテルで洗滌し, Abderhalden の乾燥器で乾燥する.

4) P.V.A. のホルマル化

本実験では溶解法で行なう.

5) アセタール化度測定

精秤した試料 (塩化カルシウム, デシケーター 24 時間乾燥したもの) 約 0.2 g を 100 cc 三角フラスコに採りエタノール 25 cc を加え還流冷却器を付し加熱膨潤させ, これに N/10 NaOH 10 cc を加え, 3 時間煮沸する. 冷却後 N/10 HCl 10 cc を加え N/10 NaOH で逆滴定し, Blank Test との差よりポリビニルアセテート分を算出する.

ポリビニルアセテート

$$= \frac{N/10 \text{ NaOH Factor} \times (\text{滴定量の差}) \times 0.0086 \times 100}{\text{試料 g 数}}$$

6) エーテル基の分析

前報同様 Morgan 氏法に従った.

7) 表面張力

蒸留水を溶媒として濃度 0.2, 0.5, 1.0% の 3 種類について Du Nony 表面張力計で測定した.

3. 実験結果ならびに考察

1) 冷却下における P. V. A. のエーテル化

(A) 酸化エチレンのモル数ならびに反応時間の影響
実験番号 [A] 攪拌下と [B] 静止下を比較すると, [A] は反応開始後 1 時間で急速な反応を示すが, [B] は時間に比例して徐々に反応が進み 5~7 時間で [A] 同様の速度になる.

つぎに [B] と同様の条件下で酸化エチレンのモル数を変化し, 一定時間おきに結合オキシド量を測定し, 最適のモル数を調べる. 触媒としては 18% KOH を使用する.

[C] ~ [F] を考察すると, 全般的傾向として考えられる点は, E. O. のモル数増加とともに短時間内における反応は急激に進むが, 反応時間が長くなるにつれて比較的に反応率の低下を見る. これは触媒 KOH の濃度が E. O. モル数増加により稀釈され, 触媒効果が低下し, 反応率を減少するものと考えられる. 本反応条件下においては, E. O. モル数は 3 モルが最適量である.

(B) 触媒濃度の影響

[G] [H] は触媒濃度として 10% KOH, 36% KOH の 2 種を選び他条件は [A] ~ [F] 同様にした結果, 短時間内における反応率は触媒濃度 36% の場合が結合オキシド量が高いが, 反応時間が長時間になると濃度が高いと副反応を伴うため, 反応率が低下する. そこで本実

第 1 表 冷却反応による攪拌, 静止反応結果

実験番号	試料 g	酸化エチレン mol	反応温度 °C	反応時間 hr	触媒		Morgan法による C ₂ H ₄ O %
					種類	容量 cc	
A-1	5	3	0.5	1	18%KOH	5	7.12
2	"	"	"	3	"	"	7.91
3	"	"	"	5	"	"	9.13
4	"	"	"	7	"	"	10.23
B-1	5	3	0.5	1	18%KOH	5	4.72
2	"	"	"	3	"	"	5.80
3	"	"	"	5	"	"	7.21
4	"	"	"	7	"	"	9.65
5	"	"	"	24	"	"	31.22

第 2 表 冷却反応における酸化エチレンモル数変化による分析結果

実 験 号	試 料 g	酸 化 エチレン mol	反応温度 °C	反応時間 hr	触 媒		Morgan 法による C ₂ H ₄ O %
					種 類	容 量 cc	
C-1	5	1	0.5	1	18%KOH	5	3.10
2	"	"	"	3	"	"	4.61
3	"	"	"	5	"	"	5.02
4	"	"	"	7	"	"	6.31
5	"	"	"	24	"	"	28.62
D-1	5	5	0.5	1	18%KOH	5	4.33
2	"	"	"	3	"	"	4.91
3	"	"	"	5	"	"	6.10
4	"	"	"	7	"	"	7.82
5	"	"	"	24	"	"	30.54
E-1	5	7	0.5	1	18%KOH	5	3.80
2	"	"	"	3	"	"	5.81
3	"	"	"	5	"	"	6.43
4	"	"	"	7	"	"	7.91
5	"	"	"	24	"	"	27.21
F-1	5	10	0.5	1	18%KOH	5	3.71
2	"	"	"	3	"	"	4.10
3	"	"	"	5	"	"	5.01
4	"	"	"	7	"	"	5.92
5	"	"	"	24	"	"	17.84

第 3 表 冷却反応における触媒濃度変化による分析結果

実 験 号	試 料 g	酸 化 エチレン mol	反応温度 °C	反応時間 hr	触 媒		Morgan 法による C ₂ H ₄ O %
					種 類	容 量 cc	
G-1	5	3	0.5	1	10%KOH	5	3.01
2	"	"	"	3	"	"	4.12
3	"	"	"	5	"	"	4.70
4	"	"	"	7	"	"	5.14
5	"	"	"	24	"	"	22.13
H-1	5	3	0.5	1	36%KOH	5	8.41
2	"	"	"	3	"	"	9.12
3	"	"	"	5	"	"	9.50
4	"	"	"	7	"	"	9.80
5	"	"	"	24	"	"	28.96

験では 18% KOH が最適と考えられる。

つぎに E.O. 3, 5, 10 モルの変化による 24, 48, 72 時間の変化を検討すると, E.O. 量の多い 5, 10 モルの場合, 反応時間とともに最適と考えられる 3 モルに接近し, 結合オキシド量 36 % 前後に達する傾向がある。こ

れは過剰の E.O. は反応初期において E.O. 自身の重合が進み反応時間の増加とともに P.V.A. に対するオキシエチル化の最高点に達するものと考えられる。反応生成物の外観の変化は結合オキシド量 32 % 前後より急に粒子が大となり, さらにエーテル化度が進むと粒子状が

第4表 冷却反応による長時間酸化エチレンモル変化の分析結果

酸化エチレン mol C ₂ H ₄ O %	反応時間 hr		
	24	48	72
3	31.20	34.80	35.92
5	30.51	33.81	34.90
10	17.80	32.96	33.72

少なくなり、弾力性のグレーブ状を呈し多少着色する。

2) 液相反応における P. V. A. のエーテル化

A) 反応時間、触媒変化の影響

実験 [K] [L] は 18% KOH, 18% NaOH を使用したもので, [L] は反応初期においては急激であるが, 以後は KOH 使用時の方が反応率が高い傾向を示した. [M][N] は酸触媒として 20%硫酸, 20%塩酸を使用した結果 [M] は 18% KOH 使用時と同様全般的に反応時間に比例しているが塩酸触媒は結合オキシド量は零に

第5表 液相反応における反応条件ならびに分析結果

実験号	試料 g	酸化エチレン mol	反応温度 °C	反応時間 hr	触媒		溶剤		Morgan 法 C ₂ H ₄ O %
					種類	容量 cc	種類	容量 cc	
K-1	5	4	30	1	18%KOH	5	CH ₃ OH	25	4.46
2	"	"	"	3	"	"	"	"	8.56
3	"	"	"	5	"	"	"	"	8.88
4	"	"	"	7	"	"	"	"	8.92
L-1	5	4	30	1	18% NaOH	5	CH ₃ OH	25	7.01
2	"	"	"	3	"	"	"	"	7.63
3	"	"	"	5	"	"	"	"	7.72
4	"	"	"	7	"	"	"	"	8.28
M-1	5	4	30	1	20%H ₂ SO ₄	5	CH ₃ OH	25	4.21
2	"	"	"	3	"	"	"	"	5.21
3	"	"	"	5	"	"	"	"	7.92
4	"	"	"	7	"	"	"	"	8.97
N-1	5	4	30	1	20% HCl	5	CH ₃ OH	25	0.00
2	"	"	"	3	"	"	"	"	0.00
3	"	"	"	5	"	"	"	"	0.50
4	"	"	"	7	"	"	"	"	1.00

第6表 液相反応におけるアセトン使用分析結果

実験号	試料 g	酸化エチレン mol	反応温度 °C	反応時間 hr	触媒		溶剤		Morgan 法 C ₂ H ₄ O %
					種類	容量 cc	種類	容量 cc	
O-1	5	4	30	1	18%KOH	5	CH ₃ COCH ₃	25	7.87
2	"	"	"	3	"	"	"	"	9.80
3	"	"	"	5	"	"	"	"	10.78
4	"	"	"	7	"	"	"	"	10.97

等しい。これは E.O. と塩酸によりエチレンクロルヒドリンが副生するためである。

B) 溶剤変化による影響

反応条件は前回同様にしてメタノール, アセトンを溶剤として使用した. [O] はアセトンを溶剤とした例で

[K]に比較して反応初期1時間でとくに急激に反応し, 全般的に結合量は高い結果を示した. 溶剤としてメタノール使用時は Propyleneglycol を副生するため, アセトン使用時が高い結果を示すものと考えられる。

C) 不活性ガスによる影響

第7表 空気中ならびに CO₂ 中のオキシエチル化反応

実験 番号	試料 g	酸化 エチレン mol	反応 温度 °C	反応 時間 hr	触媒		溶剤		Morgan 法 による C ₂ H ₄ O %	備考
					種類	容量 cc	種類	容量 cc		
A	3	3	30	3	18% NaOH	3	CH ₃ OH	40	8.22	空気中 CO ₂
B	"	"	"	"	"	"	"	"	4.81	

第8表 加圧反応における反応条件ならびに分析結果

実験 番号	試料 g	酸化 エチレン mol	反応温度 °C	反応時間 hr	触媒		Morgan 法 による C ₂ H ₄ O %
					種類	容量 cc	
P-1	5	4	80	1	18% KOH	5	29.12
2	"	"	"	3	"	"	31.71
3	"	"	"	5	"	"	33.75
4	"	"	"	7	"	"	34.61

[A, B] は不活性ガス CO₂ 中におけるオキシエチル化反応と空気中の反応の比較で反応条件は同一とした場合、結合オキシド量は CO₂ 中では反応率が半分である。

3) 加圧法による P. V. A. のエーテル化

[P] は 18% KOH を使用した加圧下における反応結果である。この反応においては特性傾向として反応初期において非常な反応率を示し、その後は反応時間に比例し緩慢な反応性を示し、5~7 時間でほぼ一定値となる。これは冷却下 72 時間の反応結果 36 % に近い結果を示している。反応生成物は短時間で着色度を増加する、これは E. O. の異性化により Acetaldehyde が生成し、これが二分子縮合して aldol が生成するためと考えられる。以上の結果で、加圧下 80°C において反応率が最も高く短時間に高い反応速度を示している。反応温度が 10°C 上昇するごとに 2 倍近く反応速度が増加する。

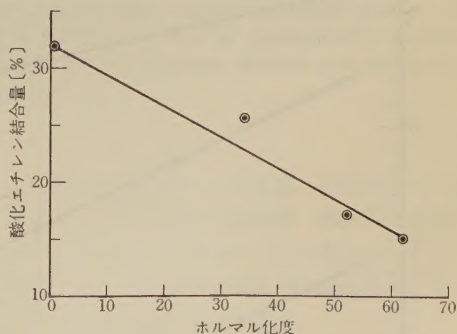
4) ホルマル化度の差異によるオキシエチル化反応

実験 [Q] はホルマル化度の異なる試料に対するオキシエチル化の影響を検討した結果で、反応条件は [P] と同様である。ホルマル化度が高い試料と低い試料を比較するとそのオキシエチル化の度合はホルマル化度の高いものは低く、逆に低いものはオキシエチル化度は高い結果を示した。すなわちホルマル化度 36.5 % のものは

残存 OH 基 63.5 % に対しオキシエチル化 25.9 % で、ホルマル化度 62.4 % のものは残存 OH 基 37.6 % に対しオキシエチル化 15.2 % である。ホルマル化度 62.4 % の場合は OH 残基に対する E. O. 付加率は 40.3 % で、ホルマル化度 36.5 % の場合は E. O. 付加率 37.9 % で約 2 % 低下している。このことは分子構造上の諸問題ならびに OH 残基に対する E. O. 量、触媒等の問題があると考えられる。

5) 溶融点および表面張力測定結果

試料およびオキシエチル化物の溶融点を測定した結果は第10表、第2図に示すように結合オキシド量の増加と



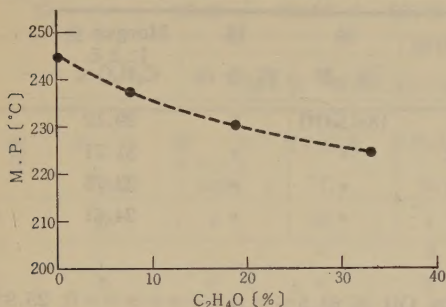
第1図 ホルマル化度と結合オキシド量の関係

第9表 ホルマル化度の差異による分析結果

実験 番号	酸化 エチレン mol	反応温度 °C	反応時間 hr	触媒		ホルマル化 %	Morgan 法 による C ₂ H ₄ O %
				種類	容量 cc		
Q-1	4	80	3	18% KOH	5	36.5	25.9
2	"	"	"	"	"	52.8	16.8
3	"	"	"	"	"	62.4	15.2

第 10 表 溶 融 点 測 定 表

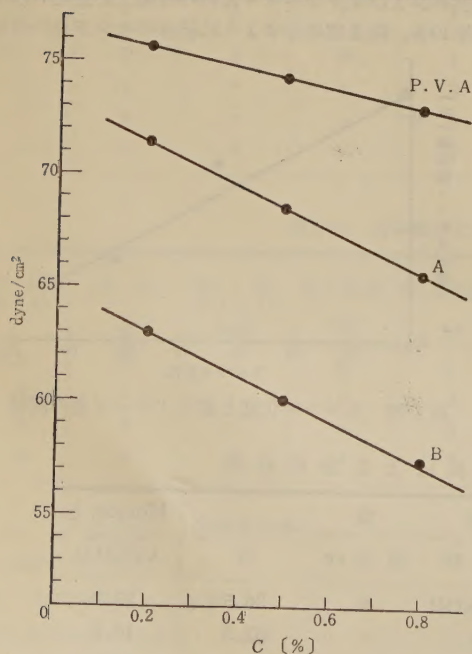
試 料	結合オキシド量 %	溶 融 点 °C
P. V. A.	—	245
A	7.50	237
B	19.10	230
C	33.16	225



第 2 図 溶融点と結合オキシド量の関係

第 11 表 表面張力測定表

濃度%	0.2	0.5	0.8	C ₂ H ₄ O%
試料				
P. V. A.	75.5	74.3	73.1	—
A	71.5	68.6	65.8	8.84
B	63.0	60.3	57.6	33.16



第 3 図 表面張力

ともに溶融点は降下を示してゐる。これは結鎖炭素結合に比し自由回転性が大きい結鎖酸素結合が多く結合したためと考えられる。また表面張力は第11表、第3図に示すように結合オキシド量の高いほど低い結果を得た。

総 括

P. V. A. のオキシエチル化反応において常圧液相、冷却、加圧の3種を選び、主として冷却下における反応、不活性気体中の反応、ホルマル化度の異なる試料に対するオキシエチル化反応の影響を検討し、反応時間、酸化エチレンのモル数、触媒の影響について調べ、反応生成物のオキシド結合量を Morgan 法で測定し、表面張力測定、溶融点曲線を測定した。これらの結果について概説すると

1) 冷却反応において酸化エチレンのモル数ならびに反応時間の影響を調べると、E. O. モル数増加とともに短時間内における反応は急激に進むが、反応時間が長くなると反応率の低下を見る。本反応条件下においては3モルが最適である。触媒濃度は18% KOH が最適と考えられる。

2) 液相反応においては溶剤としてアセトンを使用し、触媒として苛性アルカリ (KOH) を使用した時が反応率が高い傾向を示した。

不活性ガス CO₂ 中の反応は、空気中の反応に比し、反応率が半分である。

3) 加圧反応においては80°C で反応率が最も高く短時間に高い結合オキシド量を示した。

4) ホルマル化度の異なる試料のオキシエチル化の影響は、ホルマル化度の高いものは低く逆に低いものはオキシエチル化度が高い結果を示した。すなわち残存 OH 基の高いほどオキシエチル化反応される結果を示す。

5) オキシエチル化物の表面張力は結合オキシド量の高いほど、また濃度が高いほど低い結果を示し、溶融点は結合量の増加とともに低い値を得た。

終りに臨み本研究を行なうに当たり、種々御指導御鞭達を賜った本学庄野信司教授、ならびに三羽忠広博士に深甚の謝意を表する。

(昭和33年9月日本化学会近畿、中国、四国支部大会にて講演)

引用文献

- H. C. Haas, S. G. Cohen and A. C. Ogkshy: J. Polym. Sci., 15, 427 (1955).
 S. G. Cohen, H. C. Haas and H. Slatmin: J. Polym. Sci., 11, 193 (1953).
 P. W. Morgan: Ind. Eng. Chem. Anal. Ed., 18, 500 (1946).
 池村: 日本化学会 近畿、中国、四国支部大会講演要旨。
 池村: 日本大学工学研究所集報, 13, 8 (1956).
 池村: 日本大学工学研究所集報, 16, 22 (1957).
 山田, 加藤: 高分子化学, 6, 293 (1949).

酸化セルロースに関する研究 (第2報)

過酸化窒素酸化による酸化セルロース (2)

(1960 年 7 月 20 日受理)

宮 森 宏*

Studies on Oxycellulose (2)

By Hiroshi MIYAMORI

The present paper presents data clarifying the effect of nitrogen peroxide (N_2O_4), which is an oxidizing agent, on primary and secondary hydroxyl groups within cellulose. The formation of the *p*-toluenesulphonyl or tosyl ester offers a possible means for measuring the relative rates of esterification of the primary and secondary alcoholic groups within cellulose, and the tosyl ester in the primary position is replaceable by iodine by treating with an excess of sodium iodide in a suitable medium. The author applied this method to oxidized cellulose due to nitrogen peroxide and attempted to measure the position of carboxyl groups in glucose. The results are summarized as follows:

1) Several series of esterification with tosyl chloride in pyridine were tried on various kinds of oxidized cellulose.

2) The products were treated with sodium iodide in acetonylacetone to replace the tosyl groups in the primary alcoholic positions by iodine.

3) The best conditions relating to steeping periods of the starting material in pyridine, reaction temperature, reaction periods, and reaction medium, etc., were tested, and the best reaction conditions for tosylation and iodination for oxidized cellulose were determined.

4) The author discovered that the primary hydroxyl group in cellulose is oxidized preferentially by nitrogen peroxide, however, the secondary hydroxyl group is also oxidized, although slowly. It was also found that the oxidation rate for the primary hydroxyl group is substantially greater than that of the secondary hydroxyl group. Accordingly, if the oxidation periods are prolonged, the starting materials are decomposed slowly and degraded.

1. 緒 言

前報においては工業的にポリウロン酸を得る目的でセルロースを過酸化窒素で酸化し、酸化生成物についてカルボキシル含量の測定、アルカリ処理による影響、粘度測定による分子の性質の検討を試みたが¹⁾、今回はさらに酸化セルロース中の未反応水酸基について、トシル化反応およびこれに続いてヨウ素化反応²⁾を用いて酸化セルロース中の未反応水酸基を測定し、カルボキシル基の位置を探ろうと試みた。その結果を次に述べる。

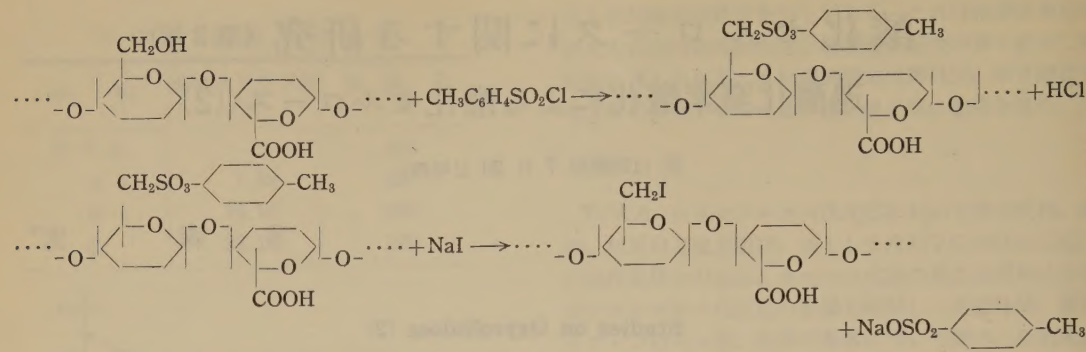
2. 実験 法

セルロース分子中の第一級および第二級アルコール性

の水酸基の定量方法としては桜田、中島氏らによって始められ、ついで Hess, Ljubitsch, Stauffer, Rigby 氏らによって改良、研究されたトシル化反応、チオシアン化反応、さらに B. Helferich, H. Koester 氏らの行なったトリチル化反応³⁾などがある。

著者はこのうちトシル化反応による方法を用いた。すなわち酸化セルロース中の未反応の第一級水酸基をトシル化し、生成したトシルー酸化セルロース中のイオウ含有量を測定し、トシル化度を求め、さらに第一級水酸基に結合したトシル残基をヨウ素置換し、ヨウ素含有量より酸化セルロース中のカルボキシル基が第一級水酸基の酸化によって優先的に起こることを証明しようとした。

* 理工学部工業化学科



1) 酸化セルロースのトシル化

五酸化リン上真空中で乾燥した酸化セルロースを還流冷却器を付した三ツロフラスコにとり、これにピリジンを加え湯浴上で30分〜1時間反応温度まで加熱して浸漬をおこない、つぎにピリジンに溶解したパラトルエンスルホンクロライド（第一級アルコール性水酸基に相当する理論量の約 10 倍量）を加え、機械的に徐々に攪拌した。各指定時間の反応終了後、フラスコを湯浴上から下ろし、冷浴中に浸して2分間冷却した。つぎに反応に与からずに残っているトシルクロライドを分解するために7.5 cc の水を含む 75 cc の氷冷アセトンを追加し、5 分間冷浴中で振とうし、のちフラスコ内内容を 600 cc の蒸留水中に注入した。この懸濁液を 30 分間攪拌し、ガラスろ過器でろ過してよく水洗する。洗浄はロ液に塩素

イオンが認められなくなるまで行なった。ついでガラスろ過器用ソックスレー抽出器を用いて、まずメタノールでその後さらにエチルエーテルで抽出を行なった。こうして得たトシル化セルロースは室温で風乾後、五酸化リン上真空中で乾燥、着色ビンに入れ、冷暗所に貯えた。生成物は薄茶色のセンイ状物質である。

2) トシル化セルロースの分析

トシル化セルロース中のイオウ含量はカリウス法⁴⁾によって求めた。すなわち封管用ガラス管に足の長い、その先端がほとんどガラス管の底に達する漏斗を用いて約 1.5ccの比重1.50の濃硝酸を入れ、試料ビンには約0.2gのトシル化セルロースを秤量して、これを管の底まで静かに入れ、試料ビンの中に硝酸を入れぬよう注意する。以下カリウス法の常法によって実験を行なった。加

第 1 表 酸化時間ならびにカルボキシル含量測定法の差異による各グルコース中のカルボキシル基数

酸化時間 (hr)	酢酸カルシウム法		炭 酸 ガ ス 法		フルフラール法	
	COOH %	カルボキシル基数 グルコース	COOH %	カルボキシル基数 グルコース	COOH %	カルボキシル基数 グルコース
0	0	(a) 0	0	(a) 0	0	(a) 0
0.5	1.07	0.04			1.18	0.04
1	1.59	0.06			1.41	0.05
2	3.29	0.12	3.30	0.12	3.32	0.12
4	7.23	0.27	6.96	0.26	4.91	0.18
8	10.33	0.39	8.75	0.32	5.16	0.19
16	12.66	0.48	12.99	0.49	5.01	0.18
32	17.11	0.66	15.16	0.57	5.43	0.20
64	19.08	0.73	18.60	0.71	5.23	0.19
96	20.30	0.78	20.18	0.78	4.31	0.16

$$a \cdots \cdots \frac{45 n_c}{162.14 + 14 n_c} = \frac{\text{COOH} \%}{100}$$

$n_c \cdots \cdots$ カルボキシル基数/グルコース

グルコース中の 6 位の -CH₂OH が酸化されて -COOH に変わる時の 1 グルコース単位における重量上の増加は 14 である。

熱は徐々に温度を上げて 250°C~290°C に 4~5 時間保つ。反応後、封管内の内容物を蒸発皿中に洗いこみ、濃塩酸を 1 cc 注加して湯浴上でほとんど蒸発乾固し、さらに 1%一塩酸 10 cc を加えて蒸発乾固をする。これをよく水洗しながらビーカに移し 5%一塩化バリウム液を

滴下して硫酸バリウムの沈殿を生成せしめ、湯浴上で約 1~2 時間放置し、硫酸バリウムを沈殿させろ過し、ろ紙上に集めよく洗い、ルツボに入れて焼き秤量した。イオウ含有量は次式により算出した。

$$S\% = (\text{BaSO}_4 \text{ 量}) \times 32.06 \times 100 / (\text{分析採取量}) \times 233.5$$

第2表 トシル化条件の検討

COOH (%)	トシル化時間 (hr)	反応温度 (°C)	ピリジン cc g-酸化セルロース	ピリジン浸漬時間 (min)	収 量 (%)	反 応 浴 (pH)
16.242	5	20	17.5	30	97.6	4.82
"	"	40	"	"	93.5	4.93
"	"	60	"	"	72.7	5.58
"	"	80	"	"	54.0	4.88
"	"	100	"	"	—	5.83
"	"	100	40	"	56.6	5.20
"	"	100	50	"	59.2	5.67
"	"	100	50	24 hrs	28.4	5.46
"	"	100	100	30 min	33.2	5.47
0	"	100	40	"	115.3	4.91
						7.90 (b)

ただし (b).....ピリジンの pH

第3表 トシル化反応後の後処理中におけるアセトンの影響
ピリジン 50 cc/g 一酸化セルロース、
ピリジン浸漬時間=1 時間

COOH (%)	トシル化時間	温 度 (°C)	収 量 (%)	後 処 理
12.11	1 hr	60	92.3	アセトン添加せず
"	1	"	90.0	アセトン添加
"	5	"	93.9	アセトン添加せず
"	5	"	88.4	アセトン添加

第4表 8 時間酸化セルロースのトシル化反応
ピリジン 50 cc/g 一酸化セルロース、
ピリジン浸漬時間=1 時間
 $n_c=0.324$

COOH (%)	トシル化時間 (hr)	収 量 (%)	S (%)	トシル化反応温度 (°C)	トシル基 グルコース (c)
8.75	1	92.3	0	60	0
"	3	87.3	0.68	"	0.04
"	5	88.4	0.94	"	0.05
"	10	98.6	1.33	"	0.07
"	20	107.8	1.85	"	0.11
"	40	121.5	2.17	"	0.13
"	60		2.21	"	0.13
"	70		2.68	"	0.16
"	80	134.5	4.96	"	0.34
"	100	158.2	4.38	"	0.29
"	150		4.09	"	0.27
"	200	138.4	4.66	"	0.31

3) トシル化の結果ならびに検討

予備実験として酸化時間 1 時間、8 時間、16 時間、32 時間の各酸化セルロースを用い、ピリジン溶解度、トシル化反応温度、ピリジン添加量、浸漬時間を種々変化して収量およびトシル化浴の pH ならびに肉眼的にトシル化酸化セルロースの形態より、その結果を検討してみた。(第1表、2表、3表、4表、5表、6表、7表、8表を参照.)

通常トシル化度により淡黄色→黄褐色→褐色→黒褐色とセンイの着色度が順次濃くなる。

標準セルロースをトシル化すると着色度の変化の状態はほとんど上記のとおりであるが、その外観の形態は元

$$c = \dots\dots\dots 100/162.14 + 154.18 n_T + 14 n_c = S\%/32.05 n_T$$

$$n_T = \text{トシル基数/グルコース}$$

のセンイとほとんど変わらない。しかし酸化セルロースをトシル化したものは反応温度が上昇するにつれ、また

第5表 16 時間酸化セルロースのトシル化反応
ビリジン 50 cc/g 一酸化セルロース、
ビリジン浸漬時間=1 時間
 $n_D=0.475$

COOH (%)	トシル化時間 (hr)	収 量 (%)	S (%)	トシル化反応温度 (C°)	トシル基 グルコース
12.66	1	97.9	0.39	60	
"	3	94.0	0.52	"	
"	5	88.3	0.67	"	
"	10	94.3	0.88	"	
"	20	102.7	2.00	"	
"	40	116.2	4.25	"	
"	80	133.9	5.69	"	
"	100	133.3	6.16	"	0.46

第6表 32 時間酸化セルロースのトシル化反応
ビリジン 50 cc/g 一酸化セルロース、
ビリジン浸漬時間=1 時間

COOH (%)	トシル化時間 (hr)	トシル化温度 (°C)	収 量 (%)
17.69	1	60	66.6
"	3	"	46.8
"	5	"	43.5
"	10	"	17.8
"	20	"	—
18.44	40	"	—
"	80	"	—
"	100	"	—

第7表 1 時間酸化セルロースのトシル化反応
温度の差異による S 含量の比較
ビリジン 50 cc/g 一酸化セルロース、
ビリジン浸漬時間=1 時間

COOH (%)	トシル化時間 (hr)	トシル化温度 (°C)	収 量 (%)	S (%)
1.59	5	20	100.5	0.08
"	"	30	101.2	0.10
"	"	40	99.7	0.33
"	"	50	99.4	0.69
"	"	60	105.8	0.91

反応時間が延びるとともに次第に脆化してくる。

高カルボキシル含量の酸化セルロースが温ビリジンに溶解性があること (第2表参照)、およびビリジン自体の pH がややアルカリ性に傾いていることなどを考慮してビリジンの使用量を加減してみた。

第8表 1 時間酸化セルロースのトシル化反応
ビリジン 50 cc/g 一酸化セルロース、
ビリジン浸漬時間=1 時間

トシル化温度 (°C)	トシル化時間 (hr)	収 量 (%)	S (%)	トシル基 グルコース
100	10	147.6	5.6	0.39
	20	152.3	5.8	0.41
	40	149.5	6.0	0.43
	60	146.5	7.8	0.64
	70	125.3	6.6	0.49
	100	105.8	4.9	0.33
	120	100.8	4.4	0.28
	145	178.8	3.3	0.20
120	20	138.8	5.5	0.38
	30	123.5	2.9	0.17

ここに用いるビリジンは、この反応によって生成する塩酸による加水分解を抑制する作用を有しており、またセルロースを膨潤させて反応を容易にする。

ビリジン浸漬時間は 30 分が最少必要時間である。この浸漬時間は極端に延びるとビリジンに対する溶解度を増して収量が減少する。その適量はセルロースが膨潤する程度に止めるのがよい。

ビリジン添加量の点については 10 cc/g 一酸化セルロース → 25 cc/g → 50 cc/g に増加するとき収量は増加するが、また 100 cc/g のように多量に用いると収量はかえって減少することが予備実験の結果判明した。しかしその影響は比較的少ない。その最少必要量は約 17.5 cc/g である。

ビリジン量を増加しても浴の pH はあまり変化しない。

また第1表より高カルボキシル含量の酸化セルロースはビリジン溶解性が大きいことを示している。

第2, 3, 4, 5, 6, 7 および8表よりわかるように、各酸化セルロースのカルボキシル含量によりトシル化時間および反応温度に制限があることがわかる。比較的低カルボキシル含量の酸化物はトシル化時間および反応温度が長時間高温にわたっても収量のいちじるしい減少は認められないが、高カルボキシル含量の酸化物ではいちじるしい減少が認められる。これより過酸化窒素によるセルロースの酸化において酸化が長時間にわたれば、やはりデグラデーションが起こったことを示しているものと思う。

カルボキシル含量 13% 以上の酸化物については Kenyon 氏らのいうようにビリジンに溶解することも考慮せ

ばならないので著者もこれに従った。
以上の実験結果から反応温度は $40^{\circ}\text{C}\sim 100^{\circ}\text{C}$ 、ピリジン添加量は $40\text{ cc}\sim 50\text{ cc/g}$ 一酸化セルロース、トシル化反応前のピリジン浸漬時間は 30 分～1 時間が適當である。

8 時間酸化セルロースの場合トシル化反応が 100 時間以上では収量の増減はあまり認められなく、イオウ含量も 80 時間までは急激に増すが、それ以後はあまり増減が認められない。

16 時間酸化セルロースの場合、トシル化反応時間が 10 時間までイオウ含量は急激に増し以後はゆるやかに上昇している。おそらく第一級水酸基のトシル化が一応終り、第二級水酸基のみのトシル化がゆるやかに進んでいるものと思う。

4) トシル化酸化セルロースのヨウ素化

ヨウ素化反応は 250 cc の三口フラスコ中で約 1 g のヨウ化ソーダを 100 cc のアセトニルアセトンに溶解し、グリセリンバス中で $115^{\circ}\text{C}\sim 120^{\circ}\text{C}$ に加熱し、1 g のトシル化酸化セルロースを加え 4～6 時間保った。フラスコには温度計および冷却管、ならびに攪拌機を取り

つけ、反応中絶えずゆるやかに機械的に攪拌した。

反応終了後、反応混合物を冷水中に注入し、これをろ過し、メタノールで数回、ついで N/10 チオ硫酸ナトリ

第9表 8 時間酸化セルロースのトシル化およびそれに続くヨウ素化反応
トシル化反応温度 = 60°C

トシル化時間 (hr)	ヨウ素化温度 ($^{\circ}\text{C}$)	ヨウ素化時間 (hr)	収量 (%)	I (%)
10	125	4	75.1	2.07
"	"	5	65.7	3.81
"	"	6	64.9	4.53
"	"	20	31.4	3.82
20	"	4	72.5	4.28
"	"	5	52.1	7.04
"	"	6	51.3	9.63
"	"	10	48.1	9.57
"	"	20	50.6	8.17
40	"	4	71.4	6.06
80	"	4	71.9	8.47
100	"	4	66.1	10.62

第10表 8 時間酸化セルロースのトシル化およびそれに続くヨウ素化 (1)
トシル化温度 = 60°C 、ヨウ素化温度 = 125°C 、 $n_c = 0.324$

トシル化時間 (hr)	ヨウ素化時間 (hr)	I (%)	S (%)	トシル置換第一級水酸基 グルコース (A)	カルボキシ基に変わった第一級水酸基 グルコース (B)	トシル置換第二級水酸基 グルコース (C)	遊離第二級水酸基 グルコース (D)
10	4	2.1	0.8	0.03	0.97	0.04	1.63
"	5	3.8	0.4	0.05	0.95	0.02	1.65
"	6	4.5	0.2	0.06	0.94	0.01	1.67
"	10						
"	20	3.8	0.2	0.05	0.95	0.01	1.67
20	4	4.3	0.8	0.06	0.94	0.05	1.63
"	5	7.0	0.2	0.10	0.90	0.01	1.67
"	6	9.6	0	0.14	0.86	0	1.67
"	10	9.6	0	0.14	0.86	0	1.67
"	20	8.2	0	0.12	0.89	0	1.67

$$\text{A} \cdots \cdots 100/162.14 + 154.18 n_T + 109.92 n_I + 14 n_c = \text{I}\% / 126.92 n_I$$

$$\text{ここにおける } n_I = \text{ヨウ素モル数/グルコース}$$

$$n_T = 126.92 n_I \times \text{S}\% / 32.05 \times \text{I}\%$$

$$\text{B} \cdots \cdots (1 - \text{A})$$

$$\text{C} \cdots \cdots 100/162.14 + 154.18 n_T + 109.92 n_I + 14 n_c = \text{S}\% / 32.05 n_T$$

$$\text{ここにおける } n_T = \text{トシルモル数/グルコース}$$

$$n_I = 32.05 \times \text{I}\% / 126.92 \times \text{S}\%$$

$$\text{D} \cdots \cdots (2 - \text{C} - n_c)$$

第 11 表 8 時間酸化セルロースのトシル化およびそれに続くヨウ素化 (2)
トシル化温度=60°C, ヨウ素化温度=125°C, $n_c=0.324$

トシル 化 時 間 (hr)	I (%)	S (%)	トシル置換第 一級水酸基 グルコース (A)	カルボキシル 基に変わった第 一級水酸基	トシル置換第 二級水酸基 グルコース (C)	遊離第二級水 酸基 グルコース (D)
				グルコース (B)		
10	2.1	0.3	0.03	0.97	0.04	1.63
20	4.3	0.8	0.06	0.94	0.05	1.63
40	6.1	0.7	0.09	0.91	0.04	1.64
80	8.5	2.8	0.14	0.86	0.18	1.49
100	10.6	1.8	0.17	0.83	0.11	1.56

(ただしヨウ素化反応は 4 時間行なう)

第 12 表 1 時間酸化セルロースのトシル化およびそれに続くヨウ素化
ヨウ素化反応温度=125°C, $n_c=0.058$

トシル 化 温 度 (°C)	トシル 化 時 間 (hr)	ヨウ素 化 時 間 (hr)	収 量 (%)	I (%)	S (%)	トシル置換第 一級水酸基	カルボキシル 基に変わった第 一級水酸基	トシル置換第 二級水酸基 グルコース (C)	遊離第二級水 酸基 グルコース (D)
						グルコース (A)	グルコース (B)		
100	60	6	431.3	16.4	4	0.32	0.68	0.31	1.63
"	70	"	425.7	12.3	3.5	0.22	0.78	0.25	1.69
125	20	"	334.2	12.4	3.5	0.21	0.79	0.17	1.77

ウムで洗浄し、その残留物をろ過器より除去し $N/10$ チオ硫酸ナトリウム液中で十分に洗った。この吸着ヨウ素除去の操作を繰り返し、蒸留水で洗い、さらにエチルエーテルで抽出した。最後に 50°C の真空中で乾燥し、さらに無水リン酸の入っている真空中で乾燥した。

5) ヨウ素化物の分析

ヨウ素化物のヨウ素含量はカリウス法⁵⁾ によって求めた。トシル化物のイオウ含量を求めたと同様な方法であるが、熔封管中に試料のほかには硝酸と少量の硝酸銀を加え、一端を封じ、鉄砲炉中で加熱した。反応物は冷後開封し、湯浴上で 1~2 時間加熱を行ない、ヨウ化銀の沈殿として取り出し、ガラスろ過器でろ過し定量した。

計 算 法

$$I\% = \text{沈殿の重量} \times 126.9 \times 100 / \text{試料の重量} \times 234.8$$

6) ヨウ素化の結果および検討

ヨウ素化時間は 6 時間が適当である。(第 9, 10, 11 表参照) 6 時間より少ない場合には完全なヨウ素置換が行なわれず、その結果ヨウ素含量が少なくなる。6 時間以上になっても収量の減少およびヨウ素の脱離が認められる。これはヨウ素の脱離というよりはむしろヨウ素化中におけるトシル基の脱離と考えたほうがよいように思われる。

第 10 表の 20 時間トシル化物の各ヨウ素化の段階においてヨウ素量が増加しトシル量より多くなっているのは導入塩素のヨウ素置換によるものではないかと考えられる。

8 時間酸化セルロースのトシル化物の一試料について窒素量, 塩素量を求めてみると、それぞれ窒素量 1%, 塩素量 6% の結果を得た。

トシル化反応中の導入塩素の挙動をさらに追跡してみないと現段階では結論できない。

3. 総 括

過酸化窒素による酸化セルロースについてトシル化反応およびそれに続いて行なうヨウ素化反応を応用し、それぞれの酸化セルロースのトシル化条件とヨウ素化条件を決定した。

すなわち分解が少なく、しかも完全にトシル化、ヨウ素化反応が行なわれるような反応温度、反応時間、溶媒量などを決定した。

3-1, 酸化度によりトシル化反応温度は異なってくるが、40°C~100°C, ピリジン添加量は 40~50 cc/g 一酸化セルロース, トシル化反応前のピリジン浸漬時間は

分〜1 時間が適当である。

3-2, 低カルボキシル含量の酸化物は高カルボキシル量の酸化物に比して明らかに反応温度が高いにもかかわらず, ピリジン溶解性および加水分解の度合いが低

3-3, トシル化物のイオウ分析により単位反応時間に対する反応速度は遊離の水酸基の濃度に比例する。

3-4, ヨウ素化時間は6時間が適当である。

3-5, 1 時間酸化物においては第一級アルコール性水酸基が第二級アルコール性水酸基の 30~34 倍くらいの割合で酸化されているが, 8 時間酸化物では第二級水酸基の酸化もかなり進み, 両者の割合は第一級水酸基が第二級水酸基の 8~9 倍の割合になっている。

3-6, 酸化物の第二級アルコール性水酸基の酸化の進捗状態の割合は8時間酸化のほうが1時間酸化の約5倍増加している。

したがって酸化時間が比較的短かいときは第一級水酸基が優先的に酸化されるようである。

しかしごく一部の第二級水酸基も酸化され, 酸化時間延長とともに次第に増加してゆく。

3-7, 8 時間酸化物では大体第一級水酸基の 90% 以上が酸化された。しかし導入塩素, 窒素についても考慮するといくぶん少なくなる。

以上の結果よりセルロースの過酸化窒素による酸化は反応の初期においては第一級アルコール水酸基が優先的に酸化されるが, 同時に第二級アルコール性水酸基も徐々に酸化される。酸化速度は第一級のほうが第二級よりはるかに大きい。したがって酸化時間が長くなると次第にセルロースが脆化することがわかる。

参 考 文 献

- 1) 宮森 宏: 日本化学会 12 年会講演要旨
- 2) 桜田一郎, 中島 正: 織工, 2, 405 (大 15); E. B. Cramer, C. B. Purves: J.A.C.S., 61, 3458 (1939); J. Honeyman: J.C.S., 168 (1947); J. F. Carson, W. D. Maclay: J.A.C.S., 70, 2220 (1948); Malm, Tangle, Laird: J.A.C.S., 70 2740 (1948); E. Heuser, M. Heath, W. H. Shockley: J.A.C.S., 72, 670 (1950); E. B. Cramer, C. B. Purves: J.A.C.S., 61, 3458 (1939); 荒木綱男: 繊維素化学, p. 375.
- 3) R. C. Hockett, C. S. Hudson: J.A.C.S., 56, 945 (1934); F. B. Cramer, C. B. Purves: J.A.C.S., 61, 3458 (1939); W. M. Hearon, G. D. Hiatt, C. R. Fordyce: J.A.C.S., 65, 2449 (1943); J. Honeyman: J.C.S., 168 (1947); J. F. Mahoney C. B. Purves: J.A.C.S., 64, 9 (1942).
- 4) 有馬純三: 有機化合物分析法, p. 165.
- 5) 上に同じ

多角形曲線橋設計理論* (1)

— 単純桁で2主桁の場合 —

(1960 年 7 月 25 日受理)

遠 藤 篤 康**

Theory in Design of Polygonally Curved Bridge (1)

— 2-main Girders Supported Simply —

By Tokuyasu ENDO

This paper presents the theory in the design of a polygonally curved bridge with two main girders supported Simply. In order to obtain the magnitudes of stresses and deflections in it, equations of equilibrium in the panel points are deduced, and to solve the elastic equations thus obtained, the method by simultaneous equations and the approximate method are developed.

1. 緒 論

プレート・ガーダーを主桁とした曲線道路橋には、平面的形状において、純曲線状の主桁を用いるものと、多角形状の主桁を用いるものとの二つがある。したがって、曲線橋設計理論も、この主桁の平面的形状から二つに分けられるのであって、純曲線主桁に対しては板理論に基づいた微分方程式による解法、多角形主桁に対しては普通の桁理論に基づいた 4~8 連モーメントによる解法、をそれぞれ用いることができる。

ここに示す曲線橋設計理論では、主桁は多角形状を呈しているものとし、最も簡単である場合、すなわち主桁は単純桁であって2主桁並列の場合を取り扱っている。その理論については Stüssi 教授¹⁾に負うところが多いが、部分的に意見を異にしているところもあるので、逐次理論式の誘導を行なった。なお、これらはいずれも多元1次連立方程式を解かなければならないが、著者は最後に連立方程式を必要としない近似解法をも誘導して、理論式と近似解とを比較し、近似解が充分実用に供しうることを示した。

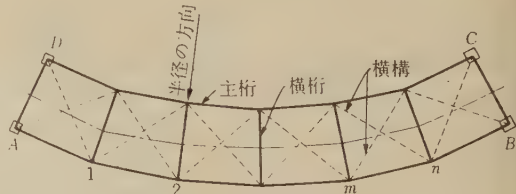
本論文においては2主桁型式を選んだが、主桁が床版

を支えている場合と、主桁間に床組を配置し、床組が床版を支えている場合とを扱い、両者について、その計算方法を述べた。また横桁については、半径の方向に等間隔の場合と、任意の方向に任意間隔に配置した場合についても理論を併わせて誘導し、横桁の代わりに対傾構および支材を配置した場合に対しては、その対傾構と上下支材の応力を求める方法を誘導したものである。

2. 理 論

1. 横桁が曲線半径の方向に等間隔に配置されている場合

第1図に示すように主桁が多角形状をなして、第2図(b)に示したように剛なる横桁が等間隔に曲線半径の方



第 1 図

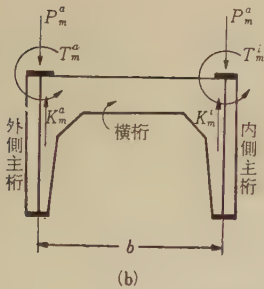
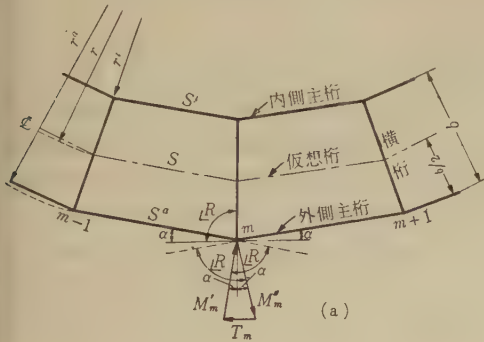
* 土木学会第 15 回年次学術講演会で発表したものに補足した。

** 理工学部土木教室

1) 参考文献 (1) を参考

に取り付けられた場合と、第3図(a)に示したように傾構を配置した場合とであるが、両型式については、いずれも主桁を受ける曲げモーメントの量は変わらないで、理論を誘導するに当たっては第2図の場合を基準とした。

弾性方程式の誘導には主桁と横桁との接合点(格点と付けた)の釣合条件を考えた。このときに主桁には曲モーメントと同時にねじりモーメントが生じる。



第2図

第2図(a)の任意格点 m の左側の主桁に生じる曲げモーメントを M'_m とし、右側の主桁に生じる曲げモーメントを M''_m とすれば、ねじりモーメント T_m との間にはつぎの関係が成立する。

$$\left. \begin{aligned} M'_m &= M''_m = M_m \\ T_m &= 2 \cdot M_m \cdot \sin \alpha = M_m \cdot \frac{s}{r} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (1)$$

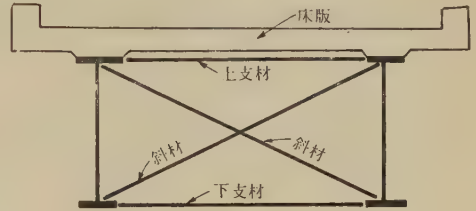
式(1)は内外主桁のおのおのの格点について成立するが、主桁の中心点を結んだ仮想桁に幾何学的相似関係が成立するので、内外主桁の代わりに、この仮想桁を考えて理論を進めることにする。ここに r は仮想桁の半径、 s は格点間長を示している。

第(2)図(b)に示すように格点 m の横断面の釣合いを考えれば、ねじりモーメントと格点力 K_m との間にはつ

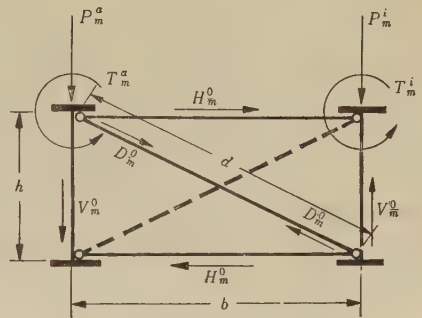
ぎの関係が成立する。

$$\left. \begin{aligned} K_m^a &= P_m^a + \frac{T_m^a + T_m^i}{b} \\ K_m^i &= P_m^i - \frac{T_m^a + T_m^i}{b} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (2)$$

式(2)の K_m^a は外側主桁、 K_m^i は内側主桁のそれぞれ格点 m に生じる格点力、 P_m^a および P_m^i は外側および内側の主桁に作用する荷重、 T_m^a および T_m^i はおのおのの主桁の格点に生じるねじりモーメント、 b は横桁の支間をそれぞれ示している。



(a)



(b)

第3図

つぎに格点 m を中心として、 $m \sim m-1$ 桁と $m \sim m+1$ 桁とを互いに独立させて、この2本の主桁の曲げモーメントとせん断力 Q_m との釣合いを考えれば

$$\left. \begin{aligned} M_m &= M_{m-1} + Q_m \cdot s \\ M_{m+1} &= M_m + Q_{m+1} \cdot s \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (3)$$

となる。同様にしてせん断力と格点力との釣合いも、

$$\left. \begin{aligned} K_{m-1} &= Q_{m-1} - Q_m \\ K_m &= Q_m - Q_{m+1} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (4)$$

となる。式(3)および(4)は、式(1)と同様に仮想桁について求めたものであるが、これらは内外主桁のおのおのについても成立する。

つぎに式(4)に(3)、(2)、(1)の関係式を代入し

て、外側主桁および内側主桁のおのおのについて、格点 m の釣合方程式を整理すれば、

$$-M_{m-1}^a + 2 \cdot M_m^a - M_{m+1}^a \\ = P_m^a \cdot s^a + \frac{s \cdot s^3}{b \cdot r} (M_m^a + M_m^i) \dots (5.a)$$

$$-M_{m-1}^i + 2 \cdot M_m^i - M_{m+1}^i \\ = P_m^i \cdot s^i - \frac{s \cdot s^3}{b \cdot r} (M_m^a + M_m^i) \dots (5.b)$$

となる。式 (5.a) は外側主桁、式 (5.b) は内側主桁の格点 m の 4 連モーメントの一般式を示しており、 s^i および s^a は外側主桁および内側主桁の格点間長、 s および r は仮想主桁の格点間長および曲線半径をあらわしている。

一般に n 個の格点を有する曲線橋では、外側主桁に n 個の未知数を含む方程式が式 (5.a) から成立し、同様に内側主桁にも n 個の未知数を含んだ方程式が式 (5.b) から成立する。

これらの解を求めるには $2 \cdot n$ 個の連立方程式を解かなければならないが、計算の手数をはぶくためには、方程式の右辺の第 2 項の主桁の曲げモーメントの値に直線桁の曲げモーメントの値を最初代入して試算方法を行なえば、式 (5.a) および (5.b) の M_m^a および M_m^i の値が近似的に求められる。しかし、上記の方法ではいずれも計算に相当量の手数が費されるので、式 (5.a) および (b) をつぎのように改造すれば、 M_m^a および M_m^i の値が直接計算できる。

$$\left. \begin{aligned} S_m &= \frac{s^i}{s} \cdot M_m^a + \frac{s^2}{s} M_m^i \\ D_m &= \frac{s^i}{s} \cdot M_m^a - \frac{s^2}{s} M_m^i \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (6)$$

とおき、さらに式 (5.a) に s^i/s を乗じ、式 (5.b) に s^2/s を乗じて両式を加えれば、

$$-S_{m-1} + 2 \cdot S_m - S_{m+1} = \frac{s^2 \cdot s^i}{s} \cdot (P_m^a + P_m^i) \dots (7)$$

となる。同様に両式を差引けば、

$$-D_{m-1} + [2 - \frac{s}{b \cdot r} (s^a - s^i)] \cdot D_m - D_{m+1} \\ = \frac{s^2 \cdot s^i}{s} (P_m^a - P_m^i) + \frac{s}{b \cdot r} (s^2 + s^i) \cdot S_m \dots (8)$$

となる。式 (7) および (8) は 3 連モーメントの式を示しており、式 (7) の S_m の値を式 (8) の右辺に代入す

れば、 D_m の値が求められる。この両式は式 (5.a) および (b) に相当する式であって、性質は変わらない。もし、荷重が格点間に作用した場合には、格点に生じる反力を荷重として取り扱えばよい。これらから M_m^a および M_m^i の値はつぎの式から計算できる。

$$\left. \begin{aligned} M_m^a &= \frac{s}{2 \cdot s^i} \cdot (S_m + D_m) \\ M_m^i &= \frac{s}{2 \cdot s^a} \cdot (S_m - D_m) \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (9)$$

この方法は前者の試算方法に比べて、弾性方程式の数 (連立方程式の数) が n 個ずつ独立して、 M_m^a および M_m^i の値が直接精算できるので、実用計算には計算の手数が省ける。とくに影響線の値を計算する場合、荷重が移動するので前者の試算方法は実用に適しないが、後者の方法を応用すれば、計算が比較的簡単となる。

いま、単位荷重が任意格点 q に作用した場合、格点 m の応力を求めれば、つぎのようになる。そのときの式 (7) の S_m を $S_{m \cdot q}$ とし、式 (8) の D_m を $D_{m \cdot q}$ とする。

$$\left. \begin{aligned} S_{m \cdot q} &= \frac{q}{n+1} \cdot (n+1-m) \cdot \frac{s^a \cdot s^i}{s} \dots q \leq m \\ S_{m \cdot q} &= \frac{m}{n+1} \cdot (n+1-q) \cdot \frac{s^a \cdot s^i}{s} \dots q \geq m \end{aligned} \right\} (10)$$

$$\left. \begin{aligned} -D_{m-1, q} + \left[2 - \frac{s}{b \cdot r} (s^a - s^i) \right] \cdot D_{m \cdot q} - D_{m+1, q} \\ = \frac{s^2 \cdot s^i}{b \cdot r} (s^a + s^i) \cdot \frac{q(n+1-m)}{n+1} \dots q < m \\ = \frac{s^2 \cdot s^i}{b \cdot r} (s^a + s^i) \cdot \frac{m(n+1-q)}{n+1} \dots q > m \\ = \frac{s^2 \cdot s^i}{b \cdot r} (s^a + s^i) \cdot \frac{m(n+1-m)}{n+1} \pm \left(\frac{s^a \cdot s^i}{s} \right) \\ \dots \dots q = m \end{aligned} \right\} (11)$$

$$q=1, 2, 3, \dots, n \quad m=1, 2, 3, \dots, n$$

上式の n は端格点を除いた中間の格点数 (端横桁を除いた横桁数) を表わしている。式 (11) の $q=m$ の場合の右辺の第 2 項 $\pm \left(\frac{s^a \cdot s^i}{s} \right)$ は、単位荷重が外側の主桁に作用した場合正となり、内側の主桁に作用した場合は負となる。式 (10) は荷重が内外主桁のいずれに作用しても変わらない。これらの計算には式 (11) の連立方程式を解けばよいので、計算は非常に簡単となる。なお、式 (10) は直接 $S_{m \cdot q}$ の値を表わしているものである。以上から $S_{m \cdot q}$ および $D_{m \cdot q}$ が計算できれば、これらの値を式 (9) に代入すれば、 M_m^a および M_m^i の値

求められる。

ここで、式 (11) の連立方程式の解にあたっては、この方程式の左辺の係数が階段形になっているので、格点より順次消去法を適用すれば、ある規則にしたがって機械的に未知数を消去することができるので、計算は簡単となる。

以上は主桁の格点に生じる曲げモーメントの求め方について述べたものであるが、主桁および横桁に生じるその他の応力については、主桁の曲げモーメントから求められる。いま、これらについて述べる。

主桁に生じるねじりモーメントについては、式 (1) から、せん断力については、式 (3) から計算できる。

横桁の計算については、格点力が式 (2) から求められ、これらを外力として横桁の釣合い状態を考え、曲げモーメントおよびせん断力を計算すればよい。ここでは横桁の端曲げモーメントが主桁のねじりモーメントとなる。(第2図 (b) を参照)

つぎに剛なる横桁の代わりに剛性のある対傾構を配置した場合について述べる。(第3図 (a) を参照)

この構造でも主桁の曲げモーメントの値については、剛なる横桁を配置した場合と変わらない。したがって、ここでは対傾構に働く応力のみを対称して理論を進める。

第3図 (b) を参照し、この構造を取り扱うのに際して、斜材の応力は引張力のみに抵抗できるものと仮定する。対傾構の水平支材については、上側支材は床版コンクリートがその近くにあるために、圧縮に対する抵抗力が小さくあってもよいが、下側支材は圧縮材としても設計された部材であると仮定する。このような仮定のもとでは、主桁のねじりモーメント T_m^a および T_m^t が、上下の支材を通じて、 $H_m^0 h$ のモーメントと、 $V_m^0 \cdot b$ のモーメントとに釣り合う。これらのモーメントによって対傾構の斜材には引張力が生じる。いま、この力を D_m^0 とすれば、

$$D_m^0 = \frac{d}{b \cdot h} (T_m^a + T_m^t) = \frac{d \cdot s}{b \cdot h \cdot r} (M_m^a + M_m^t) \quad (12 \cdot a)$$

となる。ここに斜材に生じる圧縮力は小さいので省略した。同様に支材に働く力を H_m^0 とすれば、

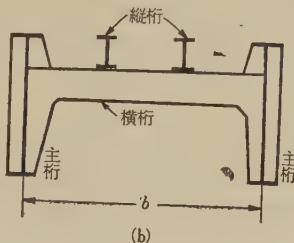
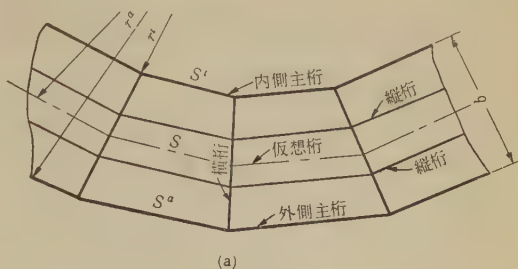
$$H_m^0 = \pm D_m^0 \frac{b}{d} = \pm \frac{s}{h \cdot r} (M_m^a + M_m^t) \cdots \cdots (12 \cdot b)$$

となる。上の両式で h は上下支材間隔、 d は斜材の長さを表わしている。なお、式 (12・b) の上下支材の応力は、上側と下側との支材の応力が反対の符号となる。

式 (12・a) および (b) はいずれも主桁の曲げモーメン

トの函数で表わされている。

つぎに第4図 (a) および (b) のような2主桁間に床組を配置した場合を取り扱う。



第4図

この構造でも、2主桁間に剛なる横桁を配置した場合とその理論には変わらない。ただし、荷重の取扱いは、横桁が主桁上に単純支持されている場合の反力を荷重として取り扱えばよい。この構造では、主桁および横桁は、いままでの理論で設計できるが、縦桁の設計には、縦桁が連続桁とみなされる場合、縦桁にもねじりモーメントが生じるので、設計上注意をする必要が生じる。ここではこれについては、縦桁の構造に影響するので論及はしない。

以上の3型式に対する主桁の鉛直撓みについて同じ方法となるのでまとめて述べる。この計算には、主桁のねじりモーメントによる鉛直撓みが微小となるから無視することができ、主桁の曲げモーメントのみを対象として、これらを弾性荷重の方法から簡単に求められる。そのときの主桁の計算上に使用する支間は各主桁の各格点間長を合計した長さの直線桁を仮定して計算すればよい。

同様にして反力について述べれば、その大きさは、支承部分の隣接する格点の主桁の曲げモーメントをその格点間長で割ればよい。これらは内外主桁とも同じである。

反力は荷重が内外主桁のいずれかの一方に作用しても、両主桁 (内外主桁) に同時に生じ、その方向は内側主桁では正および負、外側主桁では正のみとなる。なお、

ここでは反力の方向は鉛直方向のみを取り扱ったが、水平方向にも遠心荷重、風荷重等の影響を注意すべきである。

2. 横桁が任意の方向または間隔に配置されるいる場合

1 の場合と同様に横桁が主桁に対して剛結されている型式を代表として取り扱う。横桁の代わりに対傾構を配置しても主桁に生じる応力は変わらない。ここでは主桁の格点間長が外側および内側主桁を通じてすべて異なる一般の場合について述べたものであるが、実用的にはこのような場合はほとんど少なく、横桁間隔が等間隔であって各横桁が互いに平行となるか、あるいは格点間長がある比率をもって変化し、横桁の方向が半径の方向に配置されている場合が多い、第 5 図 (a) に示したものはその一例である。

理論の誘導には、主桁の格点間長がすべて異なり、横桁が半径の方向に配置されている場合から、横桁が半径の方向から任意角度 θ° 傾斜した場合を拡張している。(第 5 図 (b) および (c) を参照)

いま、任意格点 m について釣合いを考えて、1 の場合と同様に格点 m を中心に左側の主桁の曲げモーメントを M_m' とし、右側の主桁の曲げモーメントを M_m'' とすれば、それらによって生じるねじりモーメント T_m との間にはつぎの関係が成立する。

$$M_m'' = \varphi_m \cdot M_m' \dots \dots \dots (13 \cdot a)$$

$$T_m = \psi_m \cdot M_m' \dots \dots \dots (13 \cdot b)$$

上式の φ_m および ψ_m は横桁の配置によって幾何学的関係から決定されるものであって、これらについて述べればつぎようになる。

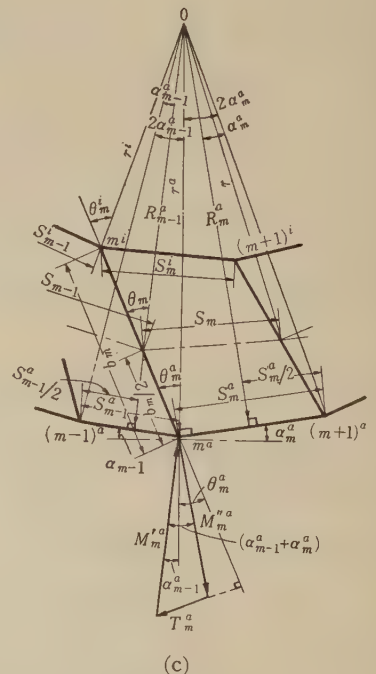
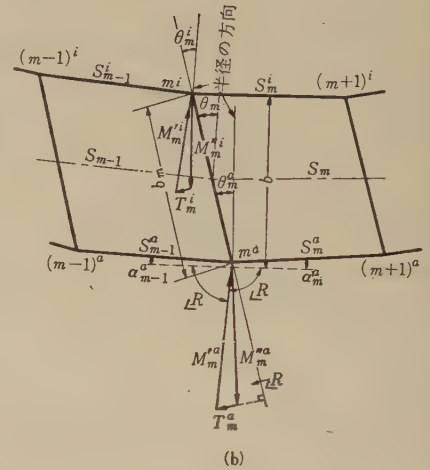
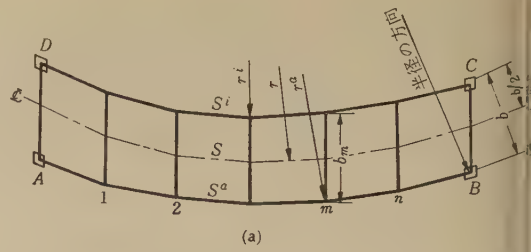
横桁が半径の方向に配置され、格点間長がすべて異なる場合、 $\varphi_m = \varphi_{m-1}$ 、 $\psi_m = \psi_{m-1}$ とする。

$$\varphi_{m-1} = \frac{\cos \alpha_{m-1}}{\cos \alpha_m} = \frac{R_{m-1}}{R_m} \dots \dots \dots (14 \cdot a)$$

$$\psi_{m-1} = \sin \alpha_{m-1} \left(1 + \frac{\tan \alpha_m}{\tan \alpha_{m-1}} \right) = \frac{s_{m-1}}{2 \cdot r} \left(1 + \frac{s_m}{s_{m-1}} \varphi_{m-1} \right) \dots \dots \dots (14 \cdot b)$$

横桁が半径の方向から θ_m° 傾いている場合で、格点間長がすべて異なる場合、 $\varphi_m = \varphi_{m-2}$ 、 $\psi_m = \psi_{m-2}$ とする。

$$\varphi_{m-2} = \frac{\varphi_{m-1}}{1 + \psi_{m-1} \frac{\sin \theta_m}{\cos (\theta_m + \theta_{m-1})}} \dots \dots \dots (15 \cdot a)$$



第 5 図

$$\psi_{m+2} = \frac{\psi_{m+1} \cdot \frac{\cos \alpha_{m-1}}{\cos(\theta_m + \alpha_{m-1})}}{1 + \psi_{m+1} \cdot \frac{\sin \theta_m}{\cos(\theta_m + \alpha_{m-1})}} \dots\dots (15.b)$$

横桁が等間隔で格点間長がおのおのの桁について等し
場合、 $\varphi_m = \varphi_{m+3}$ 、 $\psi_m = \psi_{m+3}$ とする。

$$\varphi_{m+3} = \frac{1}{1 + \frac{s}{r} \cdot \frac{\sin \theta_m}{\cos(\theta_m + \alpha)}} \dots\dots\dots (16.a)$$

$$\psi_{m+3} = \frac{\frac{s}{r} \cdot \frac{\cos \alpha}{\cos(\theta_m + \alpha)}}{1 + \frac{s}{r} \cdot \frac{\sin \theta_m}{\cos(\theta_m + \alpha)}} \dots\dots\dots (16.b)$$

上式で s_m は $m \sim (m+1)$ の格点間長をあらわし、 R_m
は半径の中心から $s_m/2$ までの距離を示しており、 φ_m お
び ψ_m の値は、内外主桁について、 φ_m^a 、 ψ_m^a および
 φ_m^i 、 ψ_m^i が計算される。

m 点の格点力およびせん断力についても式 (2)~(4)
同様に、

$$K_m = P_m \pm \frac{1}{b_m} (\psi_m^a \cdot M_m'^a + \psi_m^i \cdot M_m'^i) \dots (17.a)$$

あるいは、

$$\left. \begin{aligned} K_m &= Q_m - Q_{m-1} \\ Q_m &= \frac{1}{s_{m-1}} (M_m' - \varphi_{m-1} M_{m-1}') \end{aligned} \right\} \dots (17.b)$$

なる。上式の b_m は横桁の支間をあらわしている。式
(17.a) および (17.b) に式 (13.a)~(16.b) の関係を代
入して外側および内側主桁の格点 m についてそれぞれ
連立方程式を立てれば、

外側主桁

$$\begin{aligned} & -\frac{s_m^a}{s_{m-1}} \cdot \varphi_{m-1}^a \cdot M_{m-1}' + \left(\frac{s_m^a}{s_{m-1}} + \varphi_m^a \right) \cdot M_m'^a - M_{m+1}' \\ & = s_m^a \cdot P_m^a + \frac{s_m^a}{b_m} (\psi_m^a \cdot M_m'^a + \psi_m^i \cdot M_m'^i) \dots (18.a) \end{aligned}$$

内側主桁

$$\begin{aligned} & -\frac{s_m^i}{s_{m-1}} \cdot \varphi_{m-1}^i \cdot M_{m-1}' + \left(\frac{s_m^i}{s_{m-1}} + \varphi_m^i \right) \cdot M_m'^i - M_{m+1}' \\ & = s_m^i \cdot P_m^i - \frac{s_m^i}{b_m} (\psi_m^a \cdot M_m'^a + \psi_m^i \cdot M_m'^i) \dots (18.b) \end{aligned}$$

となる。上式の φ_m および ψ_m の値については、横桁の

配置によって式 (14.a)~(16.a) のいずれかを適用すべ
ばよい。なお、格点間長が等しい場合では上式の方程式
の左辺の項 s_m^a/s_{m-1} または s_m^i/s_{m-1} の値が 1 とな
る。式 (18.a) および (18.b) は 1 の場合の式 (5.a) およ
び (5.b) に相当するものであるが、方程式に φ_m および
 ψ_m の係数が含まれているので、これ以上 1 の場合のよ
うに改造することができない。したがって式 (18.a) お
よび (18.b) から M_m^a および M_m^i を直接に計算する
には、試算方法を行なわなければならないが、この方法
では計算が煩雑となるので近似解ではあるが、式 (18.a)
および (18.b) の右辺の項をつぎのように仮定すれば比
較的計算は簡単になる。

$$(\psi_m^a \cdot M_m'^a + \psi_m^i \cdot M_m'^i) = \psi_m^0 \cdot (M_m'^a + M_m'^i) = \psi_m^0 \cdot M_m'^0 \dots\dots\dots (18.c)$$

式 (18.c) の ψ_m^0 の値は横桁の中心点を結んだ仮想桁
について求めた係数、 $M_m'^0$ はこの仮想桁の主桁の長さ
と等しい直線桁を仮定し、この直線桁の曲げモーメント
の値を曲線桁の格点 m に相当する位置において求めた
ものでよい。この関係を式 (18.a) および (18.b) に代入
すればつぎようになる。

外側主桁

$$\begin{aligned} & -\frac{s_m^a}{s_{m-1}} \cdot \varphi_{m-1}^a \cdot M_{m-1}' + \left(\frac{s_m^a}{s_{m-1}} + \varphi_m^a \right) \cdot M_m'^a - M_{m+1}' \\ & = s_m^a \cdot P_m^a + \frac{s_m^a}{b_m} \psi_m^0 \cdot M_m'^a \dots\dots\dots (19.a) \end{aligned}$$

内側主桁

$$\begin{aligned} & -\frac{s_m^i}{s_{m-1}} \cdot \varphi_{m-1}^i \cdot M_{m-1}' + \left(\frac{s_m^i}{s_{m-1}} + \varphi_m^i \right) \cdot M_m'^i - M_{m+1}' \\ & = s_m^i \cdot P_m^i - \frac{s_m^i}{b_m} \psi_m^0 \cdot M_m'^0 \dots\dots\dots (19.b) \end{aligned}$$

式 (19.a) および (19.b) の右辺項には未知数が含まれ
ていないので、これらから M_m^a および M_m^i の値が直
接計算できる。この方法は曲線半径の特に小さい場合を
除いては計算結果が実用上充分な精度となる。この方程
式は主桁がいかなる形に曲っていても適用することがで
きる。

以上から格点の曲げモーメントが計算できれば、主桁
に生じるせん断力および格点力は、これらを式 (17.b) お
よび (17.a) に代入することによって求められる。同様
に主桁のねじりモーメントについても式 (13.b) から求
められ、主桁の撓みおよび反力については 1 の場合と同

じ方法となるので、ここでは説明を省略する。

第3図 (a) および (b) に示すような対傾構を有する場合、この対傾構に働く応力は式 (12・a) および (12・b) と同様に求められる。

$$D_m^0 = \frac{d_m}{b_m \cdot h_m} \cdot (T_m^a + T_m^t) = \frac{d_m}{b_m \cdot h_m} \cdot (\psi_m^a \cdot M_m'^a + \psi_m^t \cdot M_m'^t) \dots\dots\dots (20 \cdot a)$$

$$H_m^0 = \pm D_m^0 \cdot \frac{b_m}{d_m} = \pm \frac{1}{h_m} (\psi_m^a \cdot M_m'^a + \psi_m^t \cdot M_m'^t) \dots\dots\dots (20 \cdot b)$$

上式の D_m^0 は格点 m の対傾構の斜材に働く引張力、 H_m^0 は上下支材に働く引張力および圧縮力、 d_m は対傾構の斜材の長さ、 b_m は上下支材の長さ、 h_m は上下支材の間隔をあらわしている。

以上は格点の左側の主桁の曲げモーメント M_m' を規準として理論を進めたが、格点の右側の主桁に生じる曲げモーメント M_m'' についても、式 (13・a) の関係から簡単に求めることができる。

3. 近似解法

ここに述べた近似解法は、1 および 2 の場合のように格点の連立方程式を解いて計算する方法とは異なり、格点力を直接求めて、この格点力の釣合いから主桁の曲げモーメントを逆算する方法である。計算上の精度は 1 および 2 の場合に比較してやや落ちるが、実用上にはこの計算方法が非常に簡便となる。いま、格点力 K_m の値を求めれば、1 の場合 (横桁が等間隔に半径方向に配置されている場合)

$$K_m^a = P_m^a + \frac{s}{b \cdot r} \cdot M_m^0 \dots\dots\dots (21 \cdot a)$$

$$K_m^t = P_m^t - \frac{s}{b \cdot r} \cdot M_m^0 \dots\dots\dots (21 \cdot b)$$

2 の場合 (横桁が任意間隔で任意方向に配置されている場合)

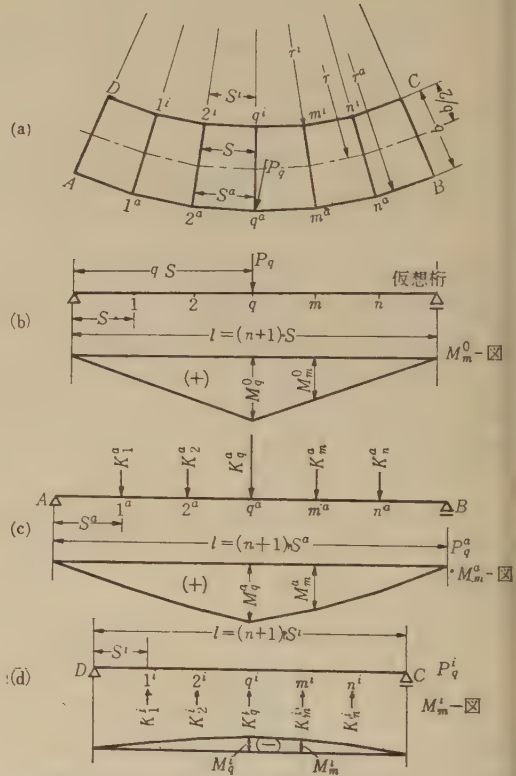
$$K_m^a = P_m^a + \frac{\psi_m^a}{b_m} \cdot M_m'^0 \dots\dots\dots (22 \cdot a)$$

$$K_m^t = P_m^t - \frac{\psi_m^t}{b_m} \cdot M_m'^0 \dots\dots\dots (22 \cdot b)$$

となる。上式の M_m^0 および $M_m'^0$ の値は内外主桁の曲げモーメントの代数和を与えている。これらの値は近似的に横桁の支間の中心点を結んだ仮想桁の格点間長を合計した桁 (直線桁と考えて) の曲げモーメントに等しい

と仮定できる。

任意格点 q に荷重 P_q が作用した場合 (内側主桁もしくは外側主桁のいずれに作用してもよい)、 m 格点の M_m^0 および $M_m'^0$ の値は上の仮定を応用してつぎのように求めることができる。



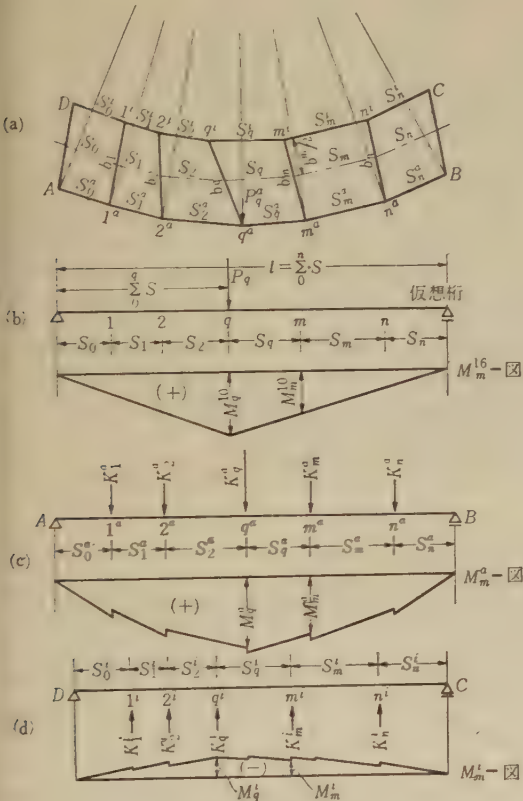
第 6 図

$$\left. \begin{aligned} M_m^0 &= P_q \cdot m \cdot s \cdot \left(1 - \frac{q}{n+1}\right) \dots\dots q \geq m \\ &= P_q \cdot q \cdot s \cdot \left(1 - \frac{m}{n+1}\right) \dots\dots q \leq m \end{aligned} \right\} (21 \cdot c)$$

$$\left. \begin{aligned} M_m'^0 &= R_A \cdot \sum_0^m s \dots\dots\dots q \geq m \\ &= R_A \cdot \sum_0^m s - P_q \cdot \sum_q^m s \dots\dots\dots q \leq m \end{aligned} \right\} (22 \cdot c)$$

$$R_A = P_q \cdot \frac{\sum_q^n s}{\sum_q^m s}$$

式 (21-a)~(21-c) または式 (22-a)~(22-c) によって格点力 K_m^a (外側主桁) および K_m^i (内側主桁) が計算できる。ここに式 (22-b) の ψ_m^0 の値は仮想桁について式 (14)~(16) のいずれかより計算すればよい。なお、ここに n は格点数をあらわしており、格点力が求めれば、これらの格点力群を荷重と考えて、内外主桁のそれぞれの格点間長を合計した長さに等しい直線桁を仮定し



第 7 図

て、その桁の曲げモーメントを求めれば、それぞれ M_m^a および M_m^i の値が求められる。(第 6 図 (b)~(d) および第 7 図 (b)~(d) を参照)

主桁に生じるせん断力、反力および撓みについても同様に、格点力群を荷重と考えて、上記の直線桁を取り扱えば、それぞれ求められる。主桁のねじりモーメントについては、1 および 2 の場合と同様に M_m^a および M_m^i の値から計算できる。

この近似解法は連立方程式を解く手数が省けるので計算は非常に簡単となる。とくに長支間の格点数が多い場合、この近似解法によれば、計算には格点数の影響がな

いので、その効果が充分発揮できる。計算精度については、曲線半径のとくに小さい場合では多少落ちるが普通使用される範囲 (道路構造令の範囲) では実用上充分である。具体的な事項については後述の計算例によって説明する。

4. 計算例

第 8 図 (a) は 1 の場合、第 8 図 (b) は 2 の場合、両者の半径 $r^a=42\text{ m}$, $r^i=38\text{ m}$, $r=40\text{ m}$, 主桁間隔 $b=4\text{ m}$ の条件で精密解と近似解とを比較したものである。第 8 図 (a) は、横桁が半径の方向に等間隔、第 8 図 (b) は横桁が主桁の中央を基準として平行に配置した場合を示す。

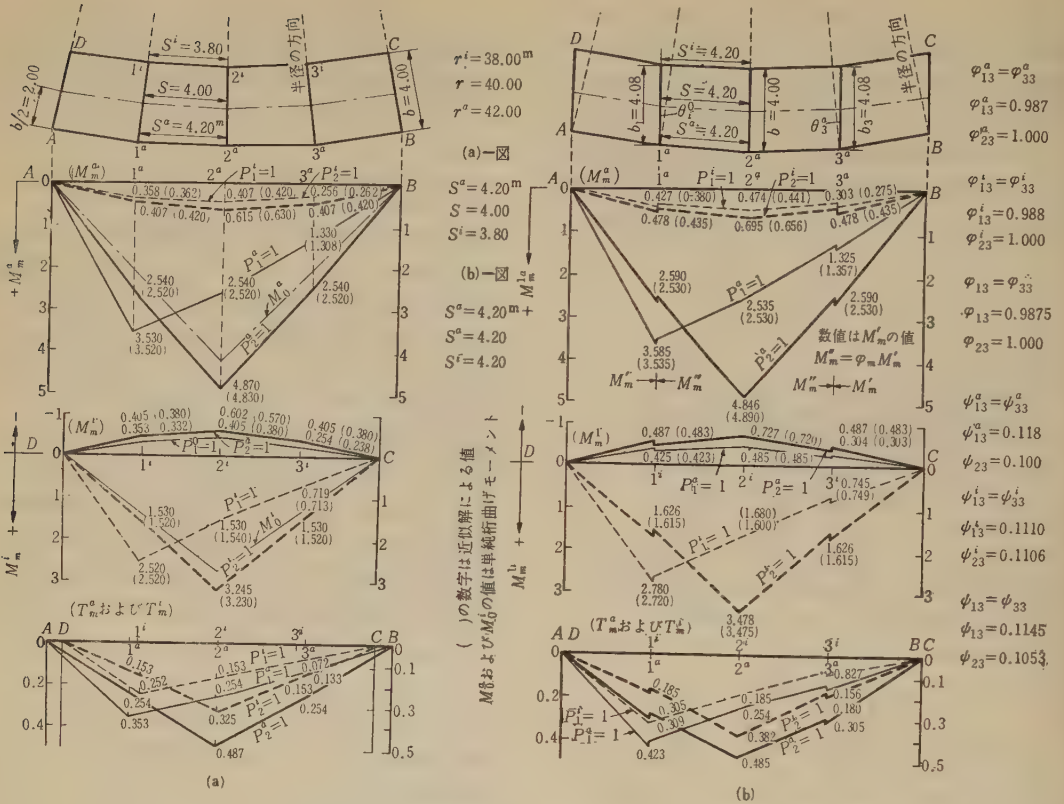
精密計算と近似解法による計算との比較については、第 8 図の () の値が近似解法によるものであって、平均して 3% 内外の誤差しか生じない。実用計算には近似解で充分であろう。この誤差は曲線半径と主桁間隔とに左右されるので、一言にして% をうんぬんすることはできないが、比較的誤差の大きくなる範囲は、曲線半径の小さい場合で、幅員の広い場合に限られるので、一般には計算の精度の心配はない。

主桁の曲げモーメントを比較すると、第 8 図 (b) の内側主桁の方が第 8 図 (a) の内側主桁よりも大きな曲げモーメントを受けるので、第 8 図 (a) のような横桁の配置は、第 8 図 (b) のような横桁の配置よりも主桁の曲げモーメントについていえば有利となる。また、第 8 図 (b) の特徴としては格点において主桁の曲げモーメントが食い違うことである。

主桁のねじりモーメントについても主桁の曲げモーメントと同じことがいえる。

曲線橋と直線橋との主桁の曲げモーメントについて比較すれば、主桁の長さが同じ場合、いずれも内外主桁を通じて曲げモーメントが大きくなり、さらに主桁には曲線橋の方ではねじりモーメントが加算されるので、曲線橋では主桁の断面が直線橋と比較して大きくなる。

曲線橋の特質としてここに一言すれば、主桁のねじりモーメントの影響によって、荷重が内外いずれか一方の主桁に作用しても同時に内外主桁には曲げモーメントが生じる。この影響は荷重が外側主桁に作用した場合、外側主桁では正、内側主桁では負の曲げおよびねじりモーメントが生じる。また内側主桁に荷重が作用した場合、外側および内側主桁とも正の曲げおよびねじりモーメントが生じる。したがって内側主桁よりも外側主桁の方が死荷重を考慮すれば主桁の断面積は相当増す結果となり、両主桁はつねに協力作用をしている。



第 8 図

3. 結 論

ここに述べた理論は、主桁が格点間で直線で結ばれている曲線橋について取り扱ったものであるが、主桁が円弧に彎曲している曲線橋に対しても、この理論を適用することができる。すなわち格点間の円弧と弦との差が小さいかぎり充分適用でき、なお、主桁の彎曲形状および横桁の配置が任意であっても、横桁の代り是对傾構を配置してもこの理論は適用することができる。

近似解法については多元一次連立方程式を解く必要がないので計算が簡便となり、計算精度も実用上には充分であり、長支間で格点数が多い曲線橋の計算にはこの利点が充分発揮でき、連続曲線橋にもこのまま応用できるが、詳細については別の機会にゆずることとする。

横構の配置については、従来の直線橋のような主桁の上部または下部に水平に取り付けたもので差支えないが、曲線橋では横構を充分發揮させるべくその取付け方法を研究すれば、その特質がさらに發揮できることであ

ろう。これらのことについては別の機会にゆずることとしたい。

なお、この理論おは連続曲線橋および格子曲線橋にも延長させることができるが、一応ここではそれらについては述べないことにする。

終りに臨み本研究を行なうに当り、種々の御指導、御鞭撻を賜った本学成瀬教授に深甚の謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) Stüssi, F.: Zur Berechnung von Stahlbrücken mit gekrümmten Hauptträgern. 1937, Zürich.
- 2) Hartmann, F.: Der Brückenbau. 3, Band. Stahlbrücken. 1953, Wien.
- 3) 平井, 倉西,: 曲線橋の理論について, 土木技術, 第 13 卷, 第 7 号, 昭. 33. 7.
- 4) 著者, 曲線橋の計算について, 土木学会第 15 回年次学術講演会, 昭. 35. 5.

小形ガソリン機関用可変ベンチュリ形気化器 の針弁形状について* (第1報)

倉 島 司 郎**

Studies on the Needle Valve Form in a Variable Venturi Carburetor of a Small Gasoline Engine (1st Report)

By Siro KURASHIMA

To examine the effects of the needle valve form and the mean velocity of air flow at the throttle valve on the coefficient of discharge and mixture ratio in a carburetor of a small, two-stroke-cycle, gasoline engine, and then the effects on the performance of a small, two-stroke-cycle, gasoline engine, the author has measured the flow coefficient in a throttle and needle valves and analysed the results by means of mixture ratio diagrams for some needle valve displacements (x/D_v).

As the result of a series of experiments, the following conclusions have been reached:

(1) According to the equation (2), the results correlate approximately with the findings in the mixture ratio characteristics of some needle valve forms.

(2) In this case of mean air velocity in a constant throttle valve, it is expected that styling in needle valve will design such as about equal mixture ratio at each valve of (x/D_v).

(3) The given needle valve (T) was designed with geometrical mean form the mixture ratio occurs on account of $m=12$ approximately at the each of throttle valve displacement at an engine speed $n=3,000$ rpm, but this idea is expressed approximately by the mixture ratio and engine characteristics very good.

(4) Finally, there is the problem of design-up as rich as mixture ratio in increasing of needle valve displacement (x/D_v), because of the designed needle valve form must be very sufficient for the suction air quantities of a small, two-stroke-cycle, gasoline engine.

1. 緒 言

現在わが国で実用されている小形ガソリン機関用気化器のうち、第1図のような可変ベンチュリ形のものがある。この形式の気化器の針弁の形状については種々考えられてはいるが、まだガソリン機関のすべての運転状態に対応して適切な混合比を得ることができるような針弁

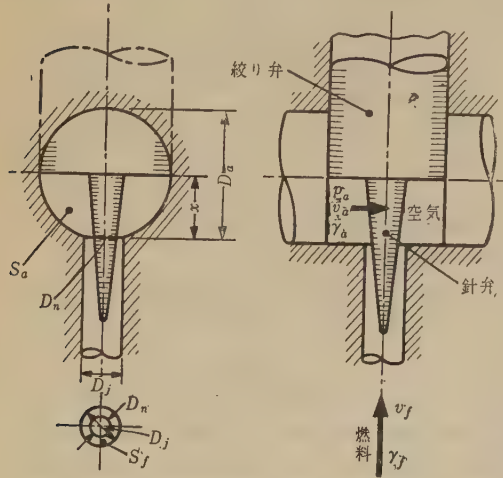
の形状については充分研究されていない。本研究では常に正しい混合比を得る針弁の形状を計算より求め、それが実験と大体一致することを確認めた。

小形2サイクルガソリン機関は吸入、掃気方式などにより当然、その性能は左右されるが、それらの要因のなかに気化器の性能によるものも相当にあると考えられるので、気化器の針弁形状について検討することを試み

* 昭和 31 年 11 月 23 日第 6 回日本大学工学部学術講演会において講演
昭和 32 年 3 月 2 日日本機械学会広島地方講演会において講演

** 日本大学理工学部機械工学科

た。第1図に示されたような可変ベンチュリ形の気化器ではシリンダ形のスロットルバルブを開閉することにより空気量を変えると、そのスロットルバルブに取り付け



第1図 気化器の略図

られた針弁が同時に上下に変位する。このためにスロットルバルブによる空気流量の変化にともなう燃料流量も変化するので、それに応じた針弁の形状を予め与えておかぬと機関が要求する混合比を満足しなくなる。実験においては、各種の円すい形状針弁を気化器に取り付け、小形2サイクル機関の混合比およびそれが機関性能におよぼしている影響を明らかにし、この種の気化器針弁の形状を定める方法を示した。

2. 混合比および針弁形状を求める計算式

気化器の絞り管内を空気が一様に流れているとし、絞り管の部分と気化器の吸入口とにベルヌイの式を適用すると、気化器入口においては空気の流速はゼロで、その

$$m = \frac{C_a}{C_f} \frac{\gamma_a}{\gamma_f} \frac{1}{\sqrt{\frac{\gamma_a}{\gamma_f} - \frac{2g\Delta h}{v_a^2}}} \left\{ \left(x - \frac{D_n}{2} \right) \sqrt{D_n^2 - x^2} + \left(\frac{D_n}{2} \right)^2 \sin^{-1} \left\{ x - \left(\frac{D_n}{2} \right) \middle| \frac{D_n}{2} \right\} + \frac{\pi D_n^2}{8} \right\} \dots (2)$$

となる。ただし D_n は針弁直径、 D_j は燃料噴口直径である。

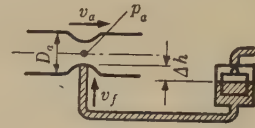
(2) 式より

$$\frac{D_n}{2} = \frac{1}{2} \sqrt{D_j^2 - \frac{C_a}{C_f} \frac{\gamma_a}{\gamma_f} \frac{1}{\sqrt{\frac{\gamma_a}{\gamma_f} - \frac{2g\Delta h}{v_a^2}}} \left\{ \left(x - \frac{D_n}{2} \right) \sqrt{D_n^2 - x^2} + \left(\frac{D_n}{2} \right)^2 \sin^{-1} \left(\frac{2x}{D_n} - 1 \right) + \frac{\pi}{8} D_n^2 \right\}} \dots (3)$$

となり、燃料噴口直径 D_j 、針弁揚程 x と必要な混合比

m を与えてやれば x における針弁直径 D_n を求める

圧力は大気圧であるから空気比重量を γ_a とし、吸入口



第2図

と絞り管との高さの差を無視すれば絞り管の空気流速 v_a とその圧力を大気圧を基準として測ったゲージ圧力 p_a との関係は次式で示される。

$$p_a = - \frac{v_a^2 \gamma_a}{2g}$$

また浮子室内の燃料表面の気圧は大気圧で、燃料流速はゼロであるから絞り管内の燃料噴口における燃料の流速を v_f 、その比重量を γ_f 、燃料噴口と浮子室内の燃料表面との高さの差を Δh (供試気化器では $\Delta h = 6 \text{ mm}$ とした) とすれば、

$$\frac{v_f^2}{2g} = \frac{v_a^2 \gamma_a}{2g \gamma_f} - \Delta h$$

これより

$$\frac{v_a}{v_f} = \frac{1}{\sqrt{\frac{\gamma_a}{\gamma_f} - \frac{2g\Delta h}{v_a^2}}}$$

となり、絞り管および噴口の有効最小断面積を S_a 、 S_f とし、それらの流量係数を C_a 、 C_f とすれば混合比 m はつぎのようになる。

$$m = \frac{C_a S_a v_a \gamma_a}{C_f S_f v_f \gamma_f} = \frac{C_a S_a \gamma_a}{C_f S_f \gamma_f} \frac{1}{\sqrt{\frac{\gamma_a}{\gamma_f} - \frac{2g\Delta h}{v_a^2}}} \dots (1)$$

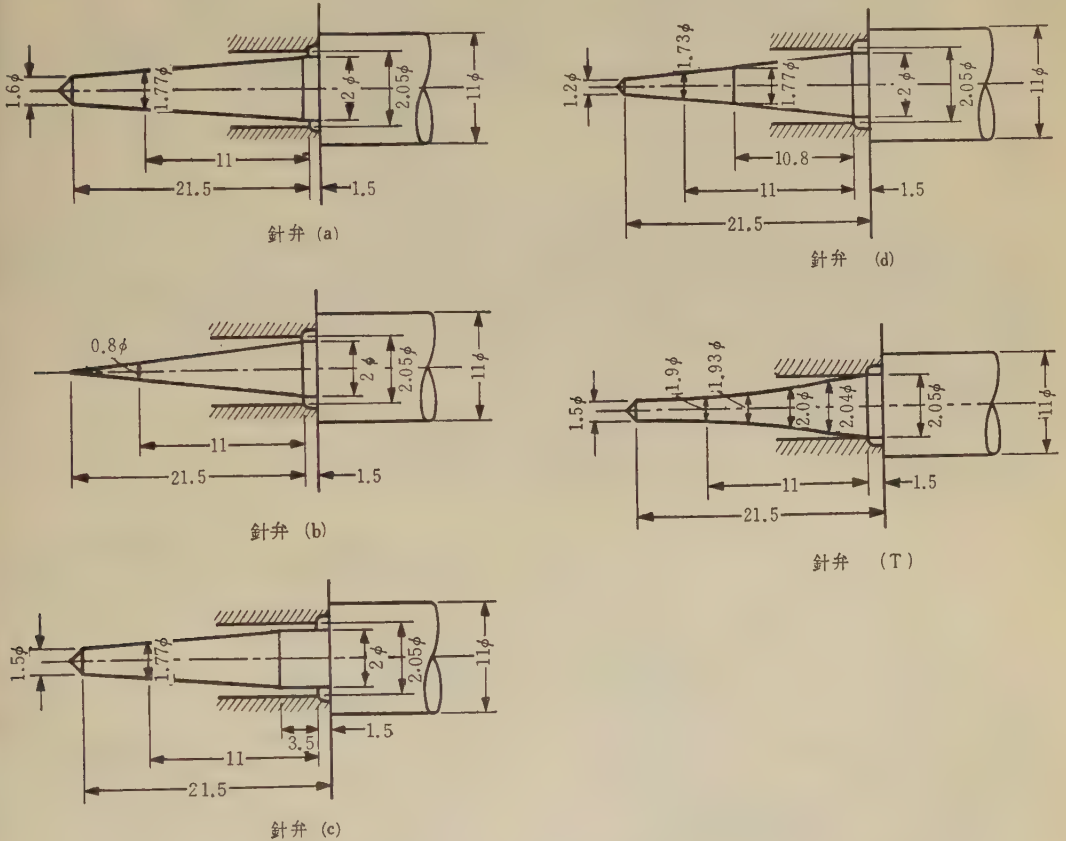
この (1) 式のなかで S_a 、 S_f 、 v_f は針弁揚程 x の関数となり、 $0 \leq x \leq D_n$ の範囲では

ことができる。

3. 流量係数および流量係数比

つぎに (3) 式を計算するために絞り部口径 $D_a=11\text{ mm}$ の気化器において針弁なしで絞り弁の揚程 $\frac{x}{D_a}=\frac{1}{4}, \frac{2}{4}$,

$\frac{3}{4}, \frac{4}{4}$ の 4 種類に変えて空気を流して流量係数 C_a とレイノルズ数 $Re^{1)}$ の関係を実験により求めたものが、第 4 図 (1) である。それから第 3 図に示した供試 (a), (b), (c), (d) および (T) 針弁の 5 種類のものについて針弁の揚程を絞り弁の揚程と同じく 4 種類に変えて水を



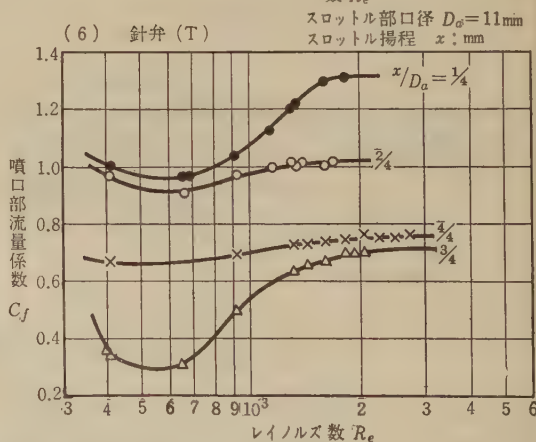
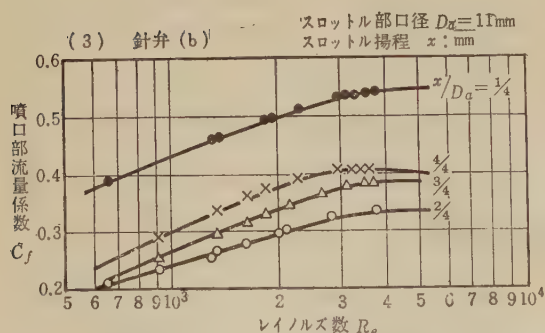
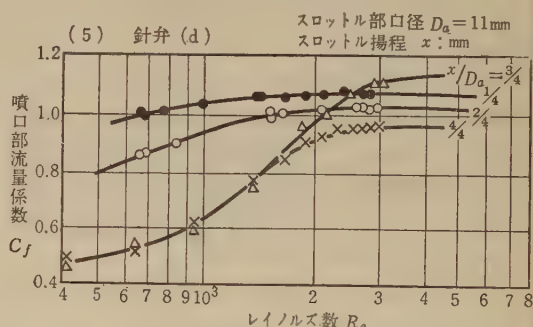
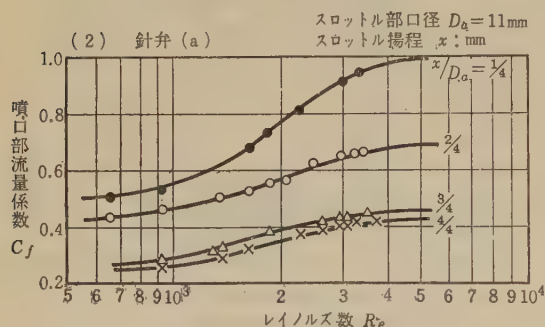
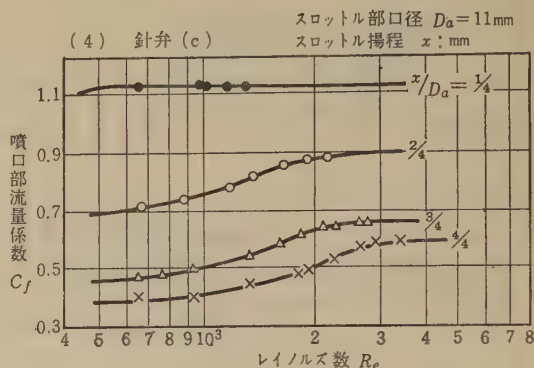
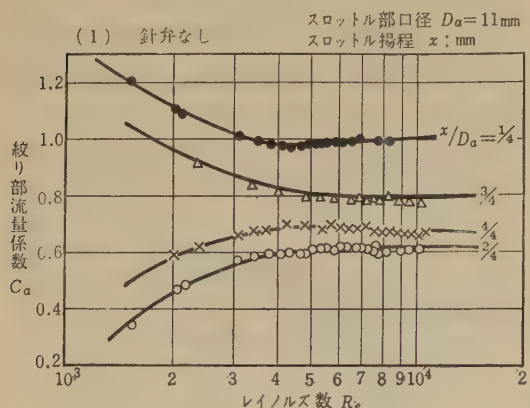
第 3 図 供試針弁形状図

流し、流量係数 C_f とレイノルズ数 $Re^{2)}$ の関係を求めたものが、それぞれ第 4 図 (2), (3), (4), (5), (6) に示してある、したがって気化器絞り部の平均空気流速 v_a が定まれば、それに対する流量係数 C_a と各針弁についての流量係数 C_f がそれぞれの曲線より求めることができる。それにより各針弁についての気化器絞り部と噴口の流量係数比 $C=C_a/C_f$ を算出したものが第 5 図である。その図よりどの供試針弁においても、気化器絞り部平

均空気流速が 30 m/s より大きい範囲では流量係数比は大体一定になってしまい、その数値は各針弁により異なり、また同上針弁でも x/D_a によってちがっている。すなわち針弁 (a) では $x/D_a=1/4\sim 4/4$ について $C\div 0.95\sim 1.05$ 、針弁 (b) では $x/D_a=1/4\sim 4/4$ につき $C\div 1.30\sim 1.90$ 、針弁 (c) のときは $x/D_a=1/4\sim 4/4$ の範囲で $C\div 0.75\sim 1.10$ 、針弁 (d) は $x/D_a=1/4\sim 4/4$ において $C\div 0.60\sim 0.95$ 、針弁 (T) に対しては $x/D_a=$

$$1) R_e = \frac{v_a \cdot x}{\nu_a} \quad \text{ただし } \nu_a = \text{空気の動粘性係数}$$

$$2) R_e = \frac{v_f \cdot D_n}{\nu_w} \quad \text{ただし } \nu_w = \text{水の動粘性係数}$$



第4図 供試気化器の C_a-R_e 曲線および供試針弁の C_f-R_e 曲線

$1/4 \sim 4/4$ で $C=0.80 \sim 1.05$ の範囲内であって $x/D_a=1/4$ から $4/4$ の順序に流量係数比 C の値が増加するとは限っていない。なお、第7図でみると大体 $v_a=30\text{m/s}$ 以上の運転範囲は各針弁とも $x/D_a=1/4$ にほぼ限られている。

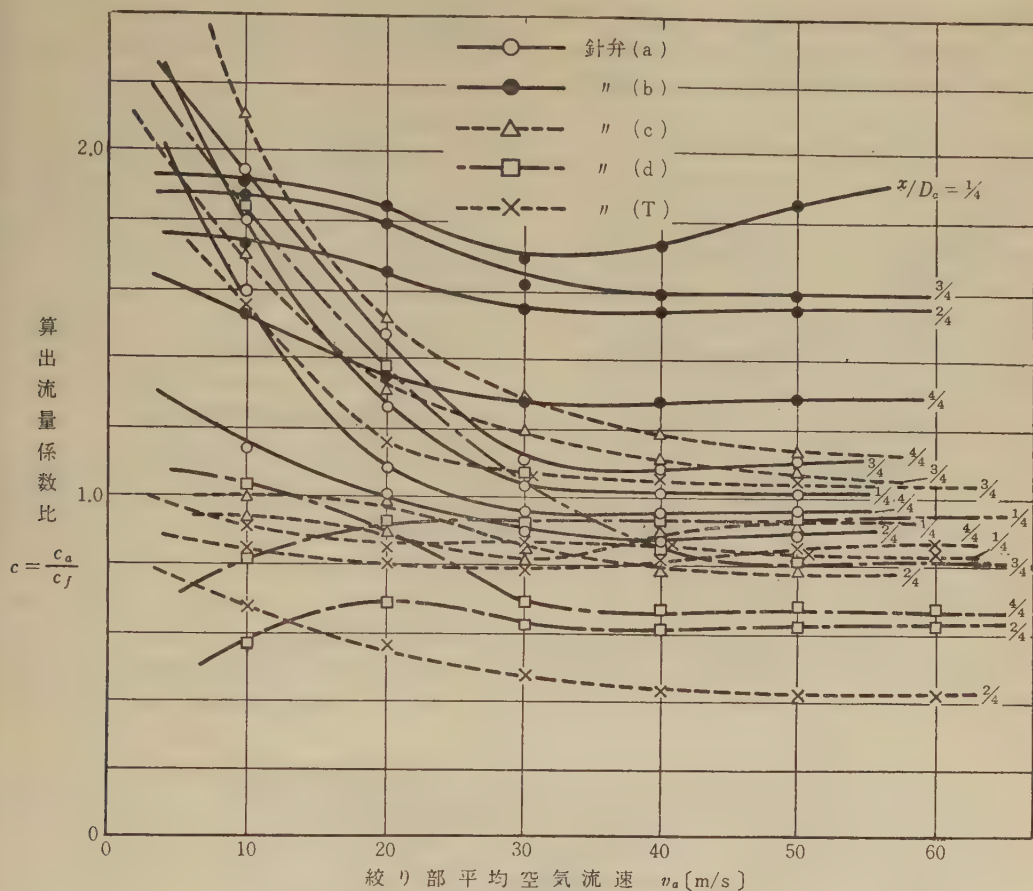
4. 各針弁形状による混合比と気化器絞り部平均空気流速の関係

各針弁を三国商工製 M-11 形気化器に使用して、供試 2

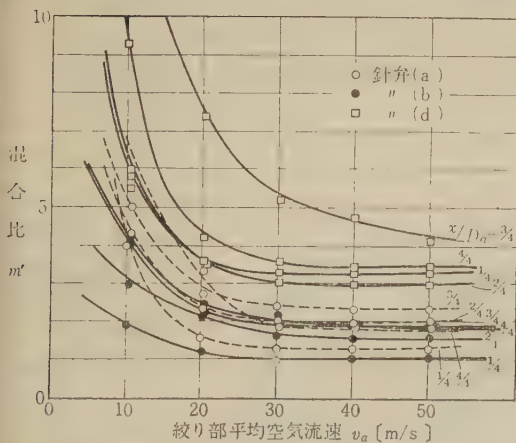
サイクルガソリン機関 (名称 Rinnet, 形式空冷・単筒・斜立、気筒容積 58.2cc , 内径×行程 42×42 , 圧縮比 6:1, 最高軸出力 $2\text{ps}-3,800\text{rpm}$, 燃料・潤滑油混合比 15:1) で実験を行ない、第7図に示された混合比 m と気化器絞り部平均空気流速 v_a の関係曲線を得た。

第5図で示された C の数値を使って $m'=C \cdot k \cdot \frac{S_a}{S_f}$

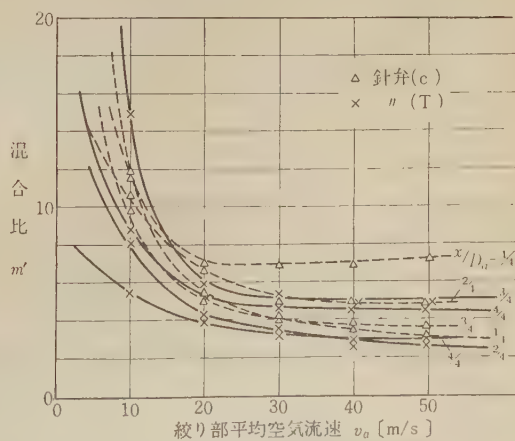
(ただし $k=\frac{\gamma_a}{\gamma_f} \sqrt{\frac{\gamma_a}{\gamma_f} - \frac{2g_0 h}{v_a^2}}$) より求めた算出混



第5図 各針弁の算出流量係数比—絞り部平均空気流速曲線



第6図(a) 各針弁についての算出混合比—絞り部平均空気流速曲線

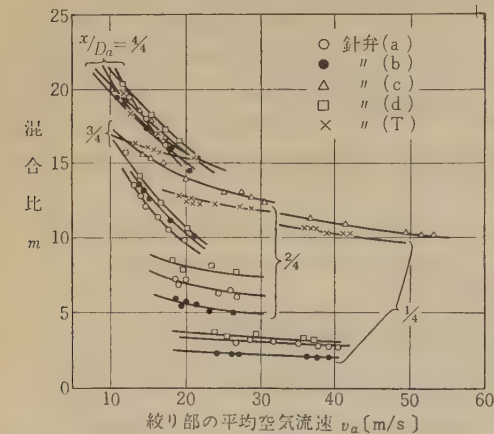


第6図(b) 各針弁についての算出混合比—絞り部平均空気流速曲線

混合比 m' と気化器の絞り部平均空気流速 v_a の関係を第

6図(a)(b)に示す。

算出混合比 m' を示した第6図のものと第7図の実測混合比 m の数値をくらべるとある程度の誤差はあるが、(これは主として吸入混合気の吹き返しや針弁の振動な



第7図 各針弁についての計測混合比—絞り部平均空気流速曲線

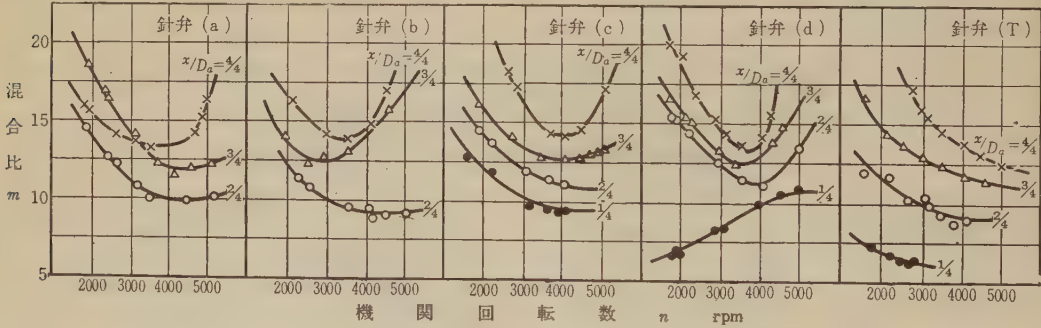
どによるものと考えられる), 各針弁についての混合比特性はよく表われている。

各供試針弁についていえることは、あるスロットル揚程 x/D_a がどの場合でも気化器絞り部の平均空気流速 v_a の変化に対してはそれほど急激な算出混合比 m' の変化はみられないのであるが、ある一つの針弁についてはスロットル揚程 x/D_a によっては相当に算出混合比 m' が変化することである。さらにこのような気化器構造のものではスロットル揚程 x/D_a が増加するに伴って算出混合比 m' も増え、混合気は薄くなる傾向をもっているという重要な結果をつかむことができた。なおそれは実測の混合比 m についてもまったく同じような結果が得られた。

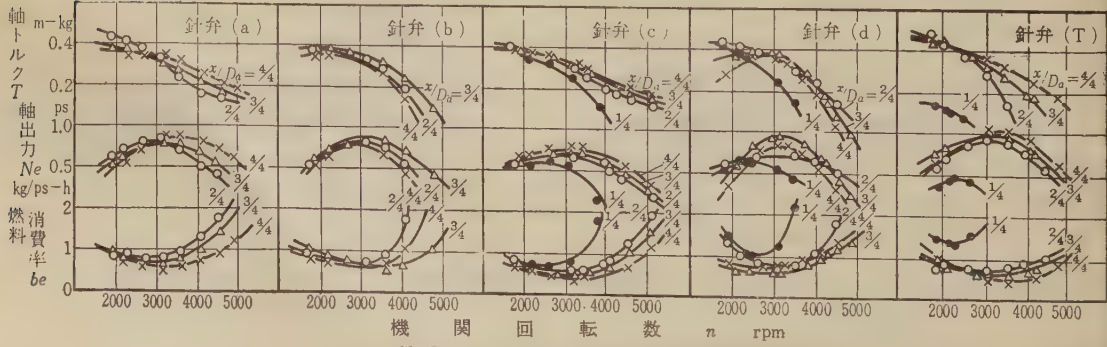
5. 供試各針弁による機関性能

前述の混合比特性をもったもので実験を行ない、混合比 m と機関回転数 n の関係と各針弁による機関性能曲線を求めたのが第8図および第9図であるが、だいたいの混合比曲線より推定される性能を示している。

針弁 (a) ではスロットル揚程 x/D_a で機関回転数 $n = 2000 \sim 4000$ rpm の範囲において混合比 $m = 13 \sim 15$ を示すが、 $x/D_a = 3/4$ では $n = 3000 \sim 5000$ rpm で $m = 12 \sim 15$ となっている。機関回転数範囲は非常に小さく、スロットル



第8図 供試各針弁についての混合比—機関回転数曲線



第9図 供試各針弁による機関性能曲線

トル揚程 $x/D_a=2/4$ 以下では混合比は濃すぎて機関性能はあまりよくなく、とくに $x/D_a=1/4$ では不安定な運転状態であった。

針弁 (b) については、 $m=12$ であるのは $x/D_a=3/4$ では機関回転数範囲は 2000~4000 rpm である、 $x/D_a=1/4$ においては不安定な運転状態であった。

針弁 (c) では $x/D_a=2/4 \sim 4/4$ について $n=2500 \sim 4500$ rpm の範囲では $m=12 \sim 14$ を示しており、いままでの針弁形状のものより広い回転数にわたりよい性能が示されている。

針弁 (d) ではよい混合比を保つ回転数範囲が小さくて望ましくない針弁形状である。

針弁 (T) は $x=2/4, 3/4$ でだいたい良好な混合比を示し、そのときの回転数の範囲は $n=2000 \sim 4500$ rpm であった。とくに $m=12$ が $x/D_a=2/4$ で $n=2000 \sim 4500$ rpm となり、このエンジンに対しては良好な機関性能を与える針弁といえる。

6. 結 語

可変ベンチュリ型気化器では、あるスロットル揚程 x/D_a において針弁直径を自由に変えるわけにはいかない。そこである絞り部平均空気流速では、いかなる x/D_a に対してもあまり混合比が変化しないような針弁形状にすることを試みた。

供試針弁 (T) は回転数 $n=3000$ rpm で各スロットル揚程 x/D_a に対して混合比 $m=12$ になるよう針弁直径の形状を求めて設計を行なったものであるが、これを用いた実験結果は混合比特性および機関性能が極めてよいことを示した。今後の残された問題としては機関のすべての吸入空気量に対して満足するような設計を行なうとともに、スロットル揚程 x/D_a の増加にともなって濃い混合比を示すような針弁形状にすることがのぞましい。

昭和 36 年 1 月 25 日 印刷

昭和 36 年 1 月 30 日 発行

発 行 者

日 本 大 学 工 学 研 究 所

東京都千代田区神田駿河台 1 丁目 8 番地

電話東京 (291) 7711—7719

Published by: The Research Institute of
Technology, Nihon University.

Address: No. 8, 1-Chome, Surugadai,
Kanda, Chiyoda-ku, Tokyo.

印 刷 所

株式
会社

国 際 文 献 印 刷 社

東京都新宿区山吹町 184 番地

印 刷 者

笠 井 康 頼

東京都新宿区山吹町 184 番地

(非 売 品)

